

**TALAŞ KALDIRMA SIRASINDA OLUŞAN KESME KUVVETLERİ ve
MEKANİK GERİLMELERİN DENEYSEL OLARAK İNCELENMESİ ve
MATEMATİKSEL MODELLERİNİN OLUŞTURULMASI**

Abdullah KURT

**DOKTORA TEZİ
MAKİNA EĞİTİMİ**

**GAZİ ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ**

**EKİM 2006
ANKARA**

Abdullah KURT tarafından hazırlanan TALAŞ KALDIRMA SIRASINDA OLUŞAN KESME KUVVETLERİ ve MEKANİK GERİLMELERİN DENEYSEL OLARAK İNCELENMESİ ve MATEMATİKSEL MODELLERİNİN OLUŞTURULMASI adlı bu tezin Doktora tezi olarak uygun olduğunu onaylarım.

Prof. Dr. Ulvi ŞEKER
Tez Yöneticisi

Bu çalışma, jürimiz tarafından oy birliği / oy çokluğu ile Makina Eğitimi Anabilim Dalında Doktora tezi olarak kabul edilmiştir.

Başkan: : Prof. Dr. Kürşad DÜNDAR

Üye : Prof. Dr. Ulvi ŞEKER

Üye : Prof. Dr. Mahmut GÜLESİN

Üye : Prof. Dr. Süleyman YALDIZ

Üye : Prof. Dr. Mahmut İZCİLER

Tarih : / /

Bu tez, Gazi Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü tez yazım kurallarına uygundur.

TEZ BİLDİRİMİ

Tez içindeki bütün bilgilerin etik davranış ve akademik kurallar çerçevesinde elde edilerek sunulduğunu, ayrıca tez yazım kurallarına uygun olarak hazırlanan bu çalışmada orijinal olmayan her türlü kaynağa eksiksiz atıf yapıldığını bildiririm.

Abdullah KURT

**TALAŞ KALDIRMA SIRASINDA OLUŞAN KESME KUVVETLERİ VE
MEKANİK GERİLMELERİN DENEYSEL OLARAK İNCELENMESİ VE
MATEMATİKSEL MODELLERİNİN OLUŞTURULMASI**

(Doktora Tezi)

Abdullah KURT

**GAZİ ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ**

Ekim 2006

ÖZET

Bu çalışma; talaş kaldırma sırasında oluşan kesme kuvvetlerinin deneysel olarak belirlenmesini, kesme kuvvetlerinin kesici takım üzerindeki etkilerinin sonlu elemanlar metoduna dayalı çözüm yapan ANSYS paket programı kullanılarak analizini ve elde edilen bulgular ışığında esas kesme kuvveti ve gerilmelerin matematiksel olarak modellenmesini ihtiva etmektedir. Bu amaçla, değişik kesme parametreleri kullanılarak her biri çeşitli geometrilerde olan farklı kesici takımlarla işlenen, Inconel 718 ile AISI 1117 iş parçası malzemeleri üzerinde çeşitli kesme deneyleri yapılmış ve kesici takım geometrisinin etkilerinin incelenebilmesi amacıyla Inconel 718, AISI 1040 ve AISI 4320 için literatürde yer alan deney sonuçlarından da yararlanılmıştır. Talaş kaldırma sırasında oluşan kesme kuvvetleri 9257B (Kistler) dinamometre yardımıyla ölçülmüştür. Kesme parametrelerine bağlı olarak deneysel ölçümlerle belirlenen ve literatürden alınan kesme kuvvetlerinin kesici takım üzerindeki üç boyutlu gerilme etkileri, sonlu elemanlar metoduna dayalı ANSYS programı yardımıyla analiz edilmiştir. Kesme kuvvetlerinin ve dolayısıyla da kesme parametrelerinin kesici takımda gerçekleşecek takım aşınmalarının yeri ve değişimi ile ilgili gerçekçi bilgiler verdiği görülmüştür. Takım tutucu ve kesici uç açıları ile talaş kırıcı formu gibi kesici takım geometrilerinin gerilmeler üzerindeki etkileri incelenmiştir. Kesme deneyleriyle ölçülen esas kesme kuvveti

verilerini kullanmak suretiyle, esas kesme kuvveti için uygulanabilir bir matematiksel model geliştirilmiştir. Inconel 718 ile AISI 1117 için kesici takımında oluşan gerilme bileşenleri ise ANSYS kullanılarak elde edilen gerilme değerleri referans alınarak, her bir gerilme elemanı (normal, kayma ve von Mises gerilmeleri) için kolaylıkla uygulanabilecek birer matematiksel model geliştirilmiştir. Esas kesme kuvveti ve gerilme bileşenleri için geliştirilen model sonuçları ile deneysel ve analiz sonuçlarının çok yakın bir dağılım sergilediği ve pratik olarak kullanılabileceği görülmüştür.

Bilim Kodu : 708.3.028
Anahtar Kelimeler : Talaş kaldırma, kesme kuvvetleri, kesici takım gerilmeleri, ANSYS, modelleme
Sayfa Adedi : 266
Tez Yöneticisi : Prof. Dr. Ulvi ŞEKER

**EXPERIMENTALLY INVESTIGATION AND MATHEMATICAL
MODELLING OF THE CUTTING FORCES AND MECHANICAL
STRESSES ON METAL CUTTING
(Ph. D. Thesis)**

Abdullah KURT

**GAZİ UNIVERSITY
INSTITUTE OF SCIENCE AND TECHNOLOGY
October 2006**

ABSTRACT

In this present study includes the experimentally determination of the cutting forces which occur during metal cutting, the analysis of the effects of cutting forces on the cutting tool by means of ANSYS software finding the solution depending on the finite element method and the mathematically modelling of the primary cutting force and the stresses using the acquired findings. For this purpose, various cutting experiments were carried out using different cutting parameters on Inconel 718 and AISI 1117 workpiece materials, and in order to investigate the effects of cutting tool geometry, the test results in the literature for Inconel 718, AISI 1040 and AISI 4320 were used. The cutting forces occurred during metal cutting were measured by 9257B Kistler dynamometer. Three dimensional stress effects of the cutting forces, measured according to cutting parameters by the cutting tests and extracted from the literature, on the cutting tool were analysed by ANSYS software which uses the finite element method. It was seen that the cutting forces and indirectly the cutting parameters inform related to the location and the variation of cutting tool wear. The effects of the cutting tool geometries, such as tool holder and insert angles and chip breaker forms, on the stresses were investigated. A practicable mathematical model for the primary cutting force was developed using the primary cutting force data measured by cutting tests. A feasible mathematical model was

developed separately with respect to the stress values obtained by ANSYS for every one of the stress components (normal, shear and von Mises stresses) formed on the cutting tool for Inconel 718 and AISI 1117 used in the cutting tests. A good agreement between the results of the developed models for primary cutting force and stress components, and the results of experimentally obtained primary cutting force and ANSYS stress components were seen.

Science Code : 708.3.028

**Key Words : Metal cutting, cutting forces, cutting tool stresses,
ANSYS, modelling**

Page Number : 266

Adviser : Prof. Dr. Ulvi ŞEKER

TEŞEKKÜR

Bu çalışmanın gerçekleştirilmesinde her türlü maddi ve manevi desteğini esirgemeyen, çalışmayla ilgili sıkıntılı anlarımda sürekli benimle beraber olan, değerli görüşleriyle beni yönlendiren ve bilim adamı olma yolunda kendime bir model olarak esas aldığım kıymetli hocam Sayın Prof. Dr. Ulvi ŞEKER'e, gerilme analizleri safhasında değerli görüşlerinden yararlandığım Sayın Prof. Dr. Süleyman TAŞGETİREN'e (Afyon Kocatepe Üni.) ve Sayın Doç. Dr. Kubilay ASLANTAŞ'a (Afyon Kocatepe Üni.), kesme deneylerinin yapılması sırasında sürekli yardımını esirgemeyen kıymetli arkadaşım Sayın Arş. Gör. Mustafa GÜNAY'a, kesme deneyi sonuçlarını paylaşan Sayın Öğr. Gör. Dr. Abdullah ALTIN (Yüzüncü Yıl Üni.) ve Sayın Öğr. Gör. Mehmet BOY'a (Zonguldak Karaelmas Üni.), kesme deneylerinde kullanılan Kistler dinamometrenin satın alınması sürecindeki katkılarından dolayı Gazi Üniversitesi Bilimsel Araştırma Projeleri Müdürlüğü'ne ve NEL Elektronik Genel Müdürü Sayın Cahit ERKURT'a, kesme deneyleri ve analizlerin yapılmasında gerekli çalışma ortamını sağlayan hocam Sayın Prof. Dr. Kürşat DÜNDAR'a, böyle bir çalışmayı tamamlamak için sabrını esirgemeyen sevgili eşime ve bu günlere gelmemde büyük pay sahibi olan sevgili aileme teşekkürü bir borç bilirim.

İÇİNDEKİLER

Sayfa

ÖZET	iv
ABSTRACT	vi
TEŞEKKÜR	viii
İÇİNDEKİLER	ix
ÇİZELGELERİN LİSTESİ	xii
ŞEKİLLERİN LİSTESİ	xiii
SİMGELER VE KISALTMALAR	xviii
1. GİRİŞ	1
2. LİTERATÜR ARAŞTIRMASI	4
2.1. Analitik Yaklaşımlar	4
2.1.1. Merchant yaklaşımı	5
2.1.2. Lee ve Shaffer yaklaşımı	5
2.1.3. Shaw, Cook ve Finnie yaklaşımı	7
2.1.4. Oxley yaklaşımı	8
2.1.5. Diğer yaklaşımlar	8
2.1.6. Analitik yaklaşımların değerlendirilmesi	11
2.2. Nümerik Yaklaşımlar	12
2.2.1. Denge durumu çözümü	13
2.2.2. Sürekli talaş oluşumu	17
2.3. Kesme Kuvvetlerinin Modellenmesi	25
2.4. Literatür Araştırmasının Değerlendirmesi	31
2.4.1. FEM çalışmaları	31
2.4.2. Kesme kuvveti ve gerilmelerin modellenmesi	37
3. KESME VE KESME KUVVETLERİ	39

Sayfa

3.1. Kesme.....	39
3.2. Talaş Oluşumu ve Geometrisi.....	40
3.3. Kesici Takım Aşınması.....	43
3.4. Kesme Kuvvetleri.....	45
3.4.1. Kuvvet bağıntıları	46
3.4.2. Esas kesme kuvvetinin belirlenmesi	49
3.4.3. Diğer kesme kuvvetlerinin belirlenmesi	51
4. ÜÇ BOYUTLU GERİLME VE SONLU ELEMANLAR ANALİZİ.....	54
4.1. Gerilme ve Gerilme–Gerinme İlişkileri	54
4.1.1. Gerilme bileşenleri (Gerilme tensörü)	54
4.1.2. Gerilme–gerinme ilişkileri.....	59
4.2. Sonlu Elemanlar Analizi	62
4.2.1. FEM’de kullanılan elemanlar	63
4.2.2. İzoparametrik tanımlama ve yer değiştirme interpolasyonu.....	65
4.2.3. Eleman rijitlik matrisi	75
4.2.4. Kuvvet vektörleri	81
5. MATERYAL VE METOT	82
5.1. Deneysel Çalışmalar	82
5.1.1. İş parçası malzemeleri.....	82
5.1.2. Kesici takım ve takım tutucu	84
5.1.3. Takım tezgâhı.....	84
5.1.4. Kesme kuvvetlerinin ölçülmesi (Dinamometre ve bileşenleri)	85
5.1.5. Kesme parametreleri	90
5.1.6. Deneylerin yapılışı	91

	Sayfa
5.2. Analiz Çalışmaları.....	91
5.2.1. Kesici takımların modellenmesi	91
5.2.2. Kesici takımlara ait malzeme modelleri	96
5.2.3. Elemanlara ayırma ve temas çiftleri	96
5.2.4. Yükleme durumu ve sınır şartları	100
5.3. Esas Kesme Kuvveti ve Gerilme Bileşenlerinin Modellenmesi	108
5.3.1. Esas kesme kuvvetinin modellenmesi	108
5.3.2. Gerilme bileşenlerinin modellenmesi	112
6. DENEY/ANALİZ SONUÇLARI VE TARTIŞMA.....	115
6.1. Kesme Kuvvetleri.....	115
6.2. Analiz Sonuçları.....	122
6.2.1. Kesme parametrelerinin gerilmeler üzerindeki etkileri	122
6.3. Model Sonuçları	209
6.3.1. Esas kesme kuvveti modeli.....	209
6.3.2. Gerilme bileşenleri modeli.....	212
7. SONUÇ VE DEĞERLENDİRME	216
KAYNAKLAR	221
EK – 1 Analizlerde kullanılan kütük dosyalarına ait bir örnek.....	233
EK – 2 Regresyon analizi.....	234
EK – 3 Modelleme dağılımları.....	244
ÖZGEÇMİŞ	264

ÇİZELGELERİN LİSTESİ

Çizelge	Sayfa
Çizelge 2.1. Ortogonal kesme ile ilgili yapılan analitik çalışmalar	12
Çizelge 2.2. Literatürde incelenen çalışmalar	34
Çizelge 5.1. Inconel 718'in (AMS 5663) kimyasal bileşimi ve mekanik özellikleri	83
Çizelge 5.2. AISI 1117'nin kimyasal bileşimi	83
Çizelge 5.3. Deneylerde kullanılan kesici takımlar	84
Çizelge 5.4. JOHNFORD T35 CNC torna tezgahının özellikleri.....	85
Çizelge 5.5. Kistler 9257B tipi dinamometrenin teknik özellikleri	86
Çizelge 5.6. Type 5019B130 Multichannel Charge Amplifier özellikleri.....	88
Çizelge 5.7. Deneylerde kullanılan kesme parametreleri.....	90
Çizelge 5.8. Kesici takımların malzeme özellikleri	96
Çizelge 5.9. Kesici takımlar ve takım tutucular için kullanılan eleman ve düğüm sayıları.....	100
Çizelge 6.1. Esas kesme kuvveti için geliştirilen modele göre her bir iş parçası–kesici takım çifti için elde edilen eşitlik sabitleri	210
Çizelge 6.2. İş parçası malzemesi ve kesici takım çifti için geliştirilen modelleme sonucunda oluşan hata ortalamaları ve R^2 değerleri	211
Çizelge 6.3. Gerilme modeli için kullanılan eşitlik sabitleri.....	213
Çizelge 6.4. İş parçası malzemesi ve kesici takım çifti için geliştirilen gerilme modeline göre oluşan hata ortalamaları ve R^2 değerleri	214

ŞEKİLLERİN LİSTESİ

Şekil	Sayfa
Şekil 2.1. Talaş kaldırma analizlerinde kullanılan iki temel model	4
Şekil 2.2. Lee ve Shaffer yaklaşımı	6
Şekil 2.3. Shaw, Cook ve Finnie yaklaşımı	7
Şekil 2.4. Kesici takımın talaş yüzeyi üzerindeki kayma ve normal gerilme dağılımları.....	9
Şekil 2.5. Pozitif talaş açılı kesici takım için kesici takım deformasyonu.....	14
Şekil 2.6. Stevenson ve arkadaşlarının FEM çalışması.....	15
Şekil 2.7. Mansour ve arkadaşlarının FEM çalışması.....	16
Şekil 2.8. Arola ve Ramulu'nun FEM çalışması.....	19
Şekil 2.9. Sonlu eleman modelinin şematik gösterimi	23
Şekil 2.10. Dinamik kesme kuvvetlerini değerlendirmek amacıyla kullanılan paralel sınırlı kayma bölgesi modeli	27
Şekil 3.1. Talaş oluşumu	40
Şekil 3.2. Dik ve eğik kesme metotları	41
Şekil 3.3. Talaş oluşma düzlemi	41
Şekil 3.4. Talaş-takım temas boyu	43
Şekil 3.5. Kesici takımda görülen aşınma biçimleri	45
Şekil 3.6. Dik kesmede oluşan kuvvetler	47
Şekil 3.7. Kesme kuvvetlerinin torna tezgâhı için yorumlanması	47
Şekil 3.8. Kesme kuvvetleri için kullanılan hesaplama üçgenleri	48
Şekil 3.9. Talaş kesitinin kesme kenarı açısı ile ilişkisi.....	50
Şekil 3.10. Kuvvet bileşenlerinin kesit alanına bağlı olarak değişmesi.....	52
Şekil 4.1. Üç boyutlu gerilme elemanı.....	54
Şekil 4.2. Üç yüzeyli eleman üzerindeki gerilme bileşenleri.....	56

Şekil	Sayfa
Şekil 4.3. Sonlu eleman analizlerinde kullanılan bazı elemanlar.....	64
Şekil 4.4. Üç standard katı eleman geometrisi.....	64
Şekil 4.5. Dört yüzlü, kama ve altı yüzlü elemanlar kullanarak düzenli 3B ağların yapılması.....	65
Şekil 4.6. Standard elemanlarda ilave düğümlerin kullanımı	65
Şekil 4.7. Lineer dört yüzlü.....	67
Şekil 4.8. Lineer dört yüzlünün $\zeta_1, \zeta_2, \zeta_3, \zeta_4$ doğal koordinatları	67
Şekil 4.9. Dört yüzlü elemanın izoparametrik gösterimi	69
Şekil 4.10. Altı düğümlü üçgen eleman	71
Şekil 4.11. On düğümlü dört yüzlü eleman	72
Şekil 5.1. Kistler 9257B dinamometre ve takım tutucu	85
Şekil 5.2. Dinamometrenin bağlanması için tasarlanan ve imal edilen ara parçalar	86
Şekil 5.3. Kistler 9257B dinamometresinin elemanları	87
Şekil 5.4. Dinamometre yardımıyla kesme kuvvetlerinin ölçülmesi	89
Şekil 5.5. Kesme deneyleri için hazırlanan deney düzeneği.....	89
Şekil 5.6. Kesici takımların <i>AMD</i> ile oluşturulan katı modelleri.....	93
Şekil 5.7. Katı modelin ANSYS'e aktarılmasında görülen hata.....	94
Şekil 5.8. Talaş-takım temas alanı.....	95
Şekil 5.9. SSBCR 2525 M12 takım tutucu ve SCMW 12M508 kesici ucuna ait katı model ve talaş-takım temas alanı	95
Şekil 5.10. Analizlerde kullanılan ağ yapısı (PSBNR 2525 M12 takım tutucu ve SNMG 120408-QM kesici uç).....	97
Şekil 5.11. Temas çiftlerinin gerilmeler üzerindeki etkisi	99
Şekil 5.12. Sıkma kuvvetinin uygulanması.....	101
Şekil 5.13. Yükleme durumunun belirlenmesi için yapılan denemeler	103

Şekil	Sayfa
Şekil 5.14. F_C 'nin yayılı yük biçiminde uygulanması	105
Şekil 5.15. Üç boyutlu gerilme notasyonu	107
Şekil 6.1. Inconel 718 iş parçası ve CSRNR2525M12/ SNGN 120712 T01020 (KYON 4300) kesici takımları için ilerleme–kesme kuvveti ilişkisi	116
Şekil 6.2. AISI 1117 iş parçası ve SSBCR2525M12/ SCMW 12M508 kesici takımları için ilerleme–kesme kuvveti ilişkisi	118
Şekil 6.3. Inconel 718 iş parçası ve PCLNR2525M12/CNMA 120404 kesici takımları için kesme hızı–kesme kuvveti ilişkisi	119
Şekil 6.4. AISI 1040 iş parçası ve PSBNR2525M12/SNMG 120408–26 ve SNMM 120408–TTS kesici takımları için ilerleme–kesme kuvveti ilişkisi	120
Şekil 6.5. AISI 4320 iş parçası ve PSBNR2525M12/SNMG 120408–26 ve SNMM 120408–TTS kesici takımları için ilerleme–kesme kuvveti ilişkisi	121
Şekil 6.6. Kesme parametrelerinin S_X çekme gerilmesine etkisi	124
Şekil 6.7. Kesme parametrelerinin S_Y çekme gerilmesine etkisi	126
Şekil 6.8. Kesme parametrelerinin S_Z çekme gerilmesine etkisi	128
Şekil 6.9. Kesme parametrelerinin S_X , S_Y ve S_Z <i>basma</i> gerilmelerine etkisi	130
Şekil 6.10. Kesme parametrelerinin S_{XY} kayma gerilmesine etkisi	134
Şekil 6.11. Kesme parametrelerinin S_{YZ} kayma gerilmesine etkisi	135
Şekil 6.12. Kesme parametrelerinin S_{XZ} kayma gerilmesine etkisi	137
Şekil 6.13. Kesme parametrelerinin S_{XY} , S_{YZ} ve S_{XZ} kayma gerilmelerine (“–” işaretli) etkisi	140
Şekil 6.14. Kesme parametrelerinin <i>von Mises</i> (S_{EQV}) gerilmelerine etkisi	142
Şekil 6.15. Seramik kesici uçlardaki deformasyon	145
Şekil 6.16. Kesme parametrelerinin S_X çekme gerilmesine etkisi	146
Şekil 6.17. Kesme parametrelerinin S_Y çekme gerilmesine etkisi	149
Şekil 6.18. Kesme parametrelerinin S_Z çekme gerilmesine etkisi	151

Şekil	Sayfa
Şekil 6.19. Kesme parametrelerinin S_X , S_Y ve S_Z <i>basma</i> gerilmelerine etkisi	153
Şekil 6.20. Kesme parametrelerinin S_{XY} kayma gerilmesine etkisi	155
Şekil 6.21. Kesme parametrelerinin S_{YZ} kayma gerilmesine etkisi	157
Şekil 6.22. Kesme parametrelerinin S_{XZ} kayma gerilmesine etkisi	159
Şekil 6.23. Kesme parametrelerinin “-” işaretli S_{XY} , S_{YZ} ve S_{XZ} kayma gerilmelerine etkisi.....	162
Şekil 6.24. Kesme parametrelerinin S_{EQV} gerilmesine etkisi	164
Şekil 6.25. Kesici uçlardaki deformasyon	167
Şekil 6.26. Kesme parametrelerinin S_X gerilmelerine etkisi	169
Şekil 6.27. Kesme parametrelerinin S_Y gerilmelerine etkisi	172
Şekil 6.28. Kesme parametrelerinin S_Z gerilmelerine etkisi	174
Şekil 6.29. Kesme parametrelerinin S_{XY} kayma gerilmelerine etkisi	177
Şekil 6.30. Kesme parametrelerinin S_{YZ} kayma gerilmelerine etkisi	179
Şekil 6.31. Kesme parametrelerinin S_{XZ} kayma gerilmelerine etkisi	182
Şekil 6.32. Kesme parametrelerinin S_{EQV} gerilmelerine etkisi.....	184
Şekil 6.33. Kesici uçlardaki deformasyon	187
Şekil 6.34. Kesme parametrelerinin S_X <i>çekme</i> gerilmelerine etkisi	189
Şekil 6.35. Kesme parametrelerinin S_Y <i>çekme</i> gerilmelerine etkisi.....	191
Şekil 6.36. Kesme parametrelerinin S_Z <i>çekme</i> gerilmelerine etkisi.....	192
Şekil 6.37. Kesme parametrelerinin S_X <i>basma</i> gerilmelerine etkisi.....	193
Şekil 6.38. Kesme parametrelerinin S_Y <i>basma</i> gerilmelerine etkisi	194
Şekil 6.39. Kesme parametrelerinin S_Z <i>basma</i> gerilmelerine etkisi	194
Şekil 6.40. Kesme parametrelerinin + işaretli S_{XY} kayma gerilmelerine etkisi	196
Şekil 6.41. Kesme parametrelerinin + işaretli S_{YZ} kayma gerilmelerine etkisi	196
Şekil 6.42. Kesme parametrelerinin + işaretli S_{XZ} kayma gerilmelerine etkisi	197

Şekil	Sayfa
Şekil 6.43. Kesme parametrelerinin “-” işaretli S_{XY} kayma gerilmelerine etkisi.....	198
Şekil 6.44. Kesme parametrelerinin “-” işaretli S_{YZ} kayma gerilmelerine etkisi.....	199
Şekil 6.45. Kesme parametrelerinin “-” işaretli S_{XZ} kayma gerilmelerine etkisi.....	199
Şekil 6.46. Kesme parametrelerinin S_{EQV} gerilmelerine etkisi.....	201
Şekil 6.47. Talaş kırıcı formu QM için elde edilen gerilme dağılımları	202
Şekil 6.48. Talaş kırıcı formu 23 için elde edilen gerilme dağılımları	203
Şekil 6.49. Talaş kırıcı formlarında görülen deformasyon	209

SİMGELER VE KISALTMALAR

Bu çalışmada kullanılmış bazı simgeler ve kısaltmalar, açıklamaları ile birlikte aşağıda sunulmuştur.

Simgeler	Açıklama
ϕ	Kayma düzlemi açısı
γ	Talaş açısı
θ	Bileşke kesme kuvveti ile kayma düzlemi arasındaki açı
a	Kesme derinliği
a'	Çıkan talaş kalınlığı
V	Kesme hızı
f	İlerleme değeri
F_C	Esas kesme kuvveti
F_f	İlerleme kuvveti
F_p	Pasif (radyal) kuvvet
F_s	Kayma düzlemi boyunca etki eden kuvvet
λ	Yığılma faktörü
l_c	Talaş–takım temas boyu
A_0	Talaş kesit alanı
χ	Kesme kenarı açısı
σ_x	x eksenini doğrultusundaki normal gerilme
σ_y	y eksenini doğrultusundaki normal gerilme
σ_z	z eksenini doğrultusundaki normal gerilme
τ_{xy}	xy düzlemindeki kayma gerilmesi
τ_{xz}	xz düzlemindeki kayma gerilmesi
τ_{yz}	yz düzlemindeki kayma gerilmesi
$\cos \alpha, \beta, \gamma$	Açıların kosinüs ilişkileri (<i>direction cosines</i>)
l, m, n	Açıların kosinüs ilişkileri (<i>direction cosines</i>)
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	Asal gerilmeler (σ_p)

Simgeler**Açıklama**

σ_{VM}	von Mises teorisine göre gerilme
ε_x	x eksenini doğrultusundaki normal gerinme
ε_y	y eksenini doğrultusundaki normal gerinme
ε_z	z eksenini doğrultusundaki normal gerinme
γ_{xy}	xy düzlemindeki kayma gerinmesi
γ_{xz}	xz düzlemindeki kayma gerinmesi
γ_{yz}	yz düzlemindeki kayma gerinmesi
$\{\mathbf{u}\}$	Genel yer değıştirme vektörü
$\{\mathbf{q}\}$	Düğömlere ait yer değıştirme vektörü
$\{\boldsymbol{\sigma}\}$	Gerilme vektörü
$\zeta_1, \zeta_2, \zeta_3, \zeta_4$	Parametrik koordinatlar
$N_i^{(e)}$	Şekil fonksiyonları
$[\mathbf{N}]$	Şekil fonksiyonları matrisi
$[\mathbf{B}]$	Gerinme–yer değıştirme matrisi
$[\mathbf{J}]$	Jacobian matrisi
$[\mathbf{k}^{(e)}]$	Eleman rijitlik matrisi
E	Elastisite (elastiklik veya <i>Young</i>) modülü
ν	Poisson oranı
S_X	x eksenini doğrultusundaki normal gerilme
S_Y	y eksenini doğrultusundaki normal gerilme
S_Z	z eksenini doğrultusundaki normal gerilme
S_{XY}	xy düzlemindeki kayma gerilmesi
S_{XZ}	xz düzlemindeki kayma gerilmesi
S_{YZ}	yz düzlemindeki kayma gerilmesi
S_{EQV}	von Mises gerilmesi

Kısaltmalar	Açıklama
FEM	<i>Finite Element Method</i> –Sonlu elemanlar metodu
BUE	<i>Built-up edge</i> –kesici kenar üzerinde talaş yığılması
3B	Üç boyutlu
2B	İki boyutlu
AISI	<i>American Iron and Steel Institute</i> – Amerikan Demir Çelik Enstitüsü (Amerikan çelik standardı)
ISO	<i>International Organisation for Standardization</i> – Uluslararası Standardizasyon Teşkilatı
CNC	<i>Computer Numerical Control</i> – Bilgisayarlı Sayısal Denetim
AMD	<i>AutoDesk Mechanical Desktop</i>

1. GİRİŞ

Günlük hayatta kullanılan pek çok parça, farklı imal usullerinden biri kullanılarak imal edilmektedir. Takım tezgâhlarında, talaş kaldırmak suretiyle parçaların şekillendirilmesindeki temel esas; iş parçasının nihai şeklinin ilgili malzemenin işlenmesi ile elde edilmesidir. Geleneksel yöntemlerle talaş kaldırma işlemlerinde, değişik takım tezgâhlarında gerçekleştirilecek; tornalama, frezeleme, delme, taşlama vb. işlemler için bir kesici takım kullanılır. Ham parçadaki fazlalıklar, takım tezgâhına bağlanmış bu takım ile “talaş kaldırarak” alınır. Malzemedan talaş kaldırılması, takım kesici ucunun/kenarının iş parçası yüzeyine temas etmesi ve bu etki bölgesinde, talaş kaldırma enerjisi talaş kaldırıldığı tezgâhtan iş parçasına iletilmesi ile sağlanır. Bu sebeple “takım tezgâhı–kesici takım–iş parçası malzemesi” üçgeni arasındaki ilişki çok iyi kurulmalı ve “kesme parametreleri” dediğimiz bu ilişkiyi şekillendiren değişkenler iyi değerlendirilmelidir [1].

Üretimin hedefi, işlemlerin teknik ve ekonomik yönden en az yük/maliyet, operatör açısından ise en yüksek emniyetle yerine getirilmesidir. Genel olarak, üretilen iş parçası için istenen işlevsel toleransların en uygun işleme şartlarıyla gerçekleştirilmesi gerekir. Bu işlevsel toleransların gerçekleşmesi kesici takım/takım tezgâhı/iş parçası ilişkilerinin doğru kurulması ile mümkündür.

Kör veya fazla kullanılmış takımlar, doğru seçilmemiş işleme parametreleri ve titreşimler işlevsel toleransları engelleyen ölçü ve yüzey hatalarına sebep olur. Hatasız (veya en az hata ile) iş, minimum takım aşınması ve düşük güç sarfıyatı; talaş kaldırma işlemlerinde ekonomikliği simgeleyen en önemli unsurlardır. Uygun kesme parametreleri için gerekli bilgiler, genellikle deneysel çalışmalarla belirlenmekte ve kesmenin etkili olduğu bölgede oluşan kesme kuvvetleri bu deneysel sonuçlara bağlı olarak elde edilen ampirik eşitliklerle hesaplanmaktadır. Özellikle takım ömrü ve takım değiştirme sıklığı, takım tezgâhlarının verimli kullanılması için en önemli parametrelerden biridir.

Talaş kaldırma işlemlerinde kullanılan takımların kesici kenarları yeterince keskin olmasına rağmen, talaş kaldırma işlemleri sırasında oluşan gerilmeler karşısında oldukça fazla zorlanırlar. Bu sebeple takımın bu gerilmeleri karşılayabileceği optimum kesit ve kesmeyi kolaylaştıracak kesme parametrelerini belirlemek için pek çok araştırma yapılmıştır [1].

Bu yaklaşımdan hareketle hedeflenen bu çalışmanın amacı;

- değişik iş parçası malzemelerinin farklı kesici takımlar kullanılmak suretiyle talaş kaldırma sırasında oluşan kesme kuvvetlerinin deneysel olarak belirlenmesi,
- deneysel olarak belirlenen kesme kuvvetlerinin takım üzerindeki etkilerinin sonlu elemanlar metoduna (Finite Element Method–FEM) dayalı olarak ticari bir yazılım programını kullanılarak analiz edilmesi,
- deneysel çalışmalarda kullanılan her bir iş parçası malzemesi için kesme deneyleriyle ölçülen esas kesme kuvveti verilerini kullanmak suretiyle, esas kesme kuvveti için uygulanabilir bir matematiksel modelin geliştirilmesi ve
- kesme kuvvetleri etkisiyle kesici takımda oluşan gerilme bileşenleri için ticari yazılımla elde edilen gerilme değerleri referans alınarak her bir gerilme bileşeni için uygulanabilir bir matematiksel modelin geliştirilmesi

olarak özetlenebilir.

Çalışma 7 bölümden oluşmakta olup; birinci bölümde çalışmanın amacı ve kapsamı üzerinde durulmuş ve ikinci bölümde çalışma konusuyla ilgili olarak literatürde yapılan çalışmalar değerlendirilmiş ve yapılan çalışmanın literatürle olan ilişkisi ortaya konulmuştur. Üçüncü bölümde kesme işlemi ve kesme kuvvetleri hakkında temel bilgiler verilmiş ve dördüncü bölümde de üç boyutlu gerilme kavramı üzerinde durularak, sonlu elemanlar yardımıyla analiz prosedürü kısaca açıklanmış ve çalışmada kullanılan SOLID92 elemanının özelliklerinden bahsedilmiştir. Beşinci bölümde çalışmada kullanılan iş parçası malzemeleri ve kesici takımlar ile kesme deneyleri için hazırlanan deney düzeneği tanıtılmış, çalışma amacına yönelik uygulanan çözüm prosedürü ayrıntılı bir şekilde ifade edilmiştir. Altıncı bölümde de

elde edilen deneysel çalışma sonuçları, analiz sonuçları ve matematiksel modelleme sonuçları üzerinde yorumlar yapılmış ve yedinci bölümde ise çalışma neticesinde elde edilen bulgular üzerinde değerlendirmeler yapılmıştır.

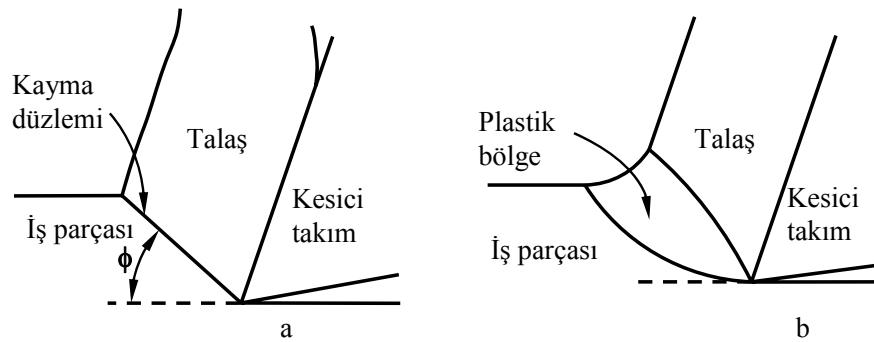
2. LİTERATÜR ARAŞTIRMASI

Bir kesme modeli geliştirmek amacıyla literatürde analitik ve nümerik olmak üzere çeşitli çalışmalar yapılmıştır. Talaş oluşumu; yüksek gerinme hızları ve sıcaklık etkilerine sahip olan plastik deformasyonun bir sonucudur. Son 30 yılda kesme mekaniği hakkında pek çok çalışma yapılmıştır. Kesme işlemini tanımlamak amacıyla çeşitli modeller geliştirilmiş olup, bunların bazılarında kesme işlemi başarılı bir şekilde tanımlanabilirken bazılarında da doğru çözümler tam olarak kanıtlanamamıştır.

Talaş kaldırma ile ilgili olarak literatürde yapılan çalışmalara bakıldığında, bu çalışmaları temel olarak analitik ve nümerik çalışmalar olmak üzere iki ana grupta değerlendirmek mümkündür.

2.1. Analitik Yaklaşımlar

Talaş kaldırmadaki deformasyon bölgesinin yapısı hakkında farklı görüşler bulunmaktadır. Analizlerde 2 temel yaklaşım göze çarpmaktadır. Piispanen [2], Merchant [3], Koboyashi ve Thomsen [4] gibi pek çok araştırmacı Şekil 2.1a'da gösterilen ince düzlemi (veya ince bölge) tercih ederken; Palmer ve Oxley [5], Okushima ve Hitomi [6] gibi araştırmacılar da Şekil 2.1b'de gösterilen kalın deformasyon bölgesine dayalı analizler yapmışlardır.



Şekil 2.1. Talaş kaldırma analizlerinde kullanılan iki temel model [7]
a) İnce bölge b) Kalın bölge

Uygulanabilir deneysel kanıtlar; kalın bölge modelinin çok düşük kesme hızlarında kesme işlemini tanımlayabildiğine işaret ederken, yüksek kesme hızlarında da ise ince bir kayma düzlemine işaret etmektedir. Bu yüzden ince bölge modeli, gerçek kesme şartları için daha kullanışlı görünmektedir.

Buna ilave olarak, ince bölge modeli, kalın bölge modeline göre daha basit matematik işlemlere neden olur. Bu iki sebepten dolayı, kalın bölgenin analizine göre ince bölgenin analizi daha bütündür ve daha elverişlidir. İki model arasında bazı farklılık ve benzerlikler yer almaktadır.

Talaş kaldırma işleminin analizinde kayma açısının önemli bir yeri vardır. Talaş kaldırmada kayma açısı, plastik deformasyonun bir ölçüsüdür ve kesme işlemindeki kuvvetlerin tahmin edilmesi için çok önemli bir özellik arz eder. Bu yüzden, literatürde kayma açısı ilişkilerini içeren birçok çalışma yer almaktadır. Kayma açısı, bu çalışmaların pek çoğundan [3, 8–10] aşağıdaki gibi elde edilebilir:

$$\phi = C_1 - C_2(\beta - \gamma) \quad (2.1)$$

burada C_1 ve C_2 sabitlerdir.

2.1.1. Merchant yaklaşımı

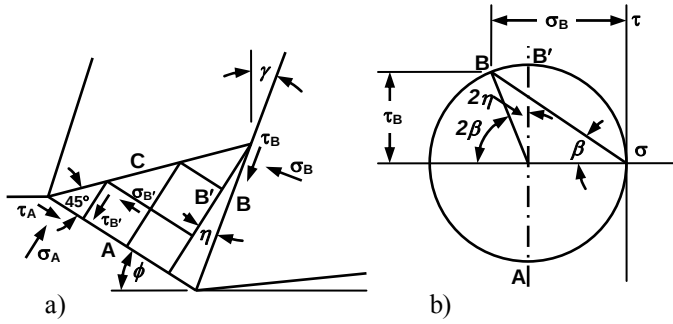
Bu ilişki en eski ve belki de en iyi bilinen kayma açısı ilişkisidir [3]. Eş. 2.1’de verilen ilişki ile açıklanır:

$$\phi = \frac{\pi}{4} - \frac{1}{2}(\beta - \gamma) \quad (2.2)$$

2.1.2. Lee ve Shaffer yaklaşımı

Lee ve Shaffer [8], ideal rijit plastik malzeme için plastisite teorisini uygulamışlar ve deformasyonun ince bir kayma düzlemi üzerinde oluştuğunu kabul etmişlerdir. Talaş

içerisinde kayma düzleminde kesici takımın yüzeyine kesme kuvvetlerini geçiren bir gerilme bölgesinin olması gerektiğini düşünmüşler ve bunu, akma noktasının üstüne kadar gerilmeye uğramasına rağmen hiçbir deformasyonun oluşmadığı kayma hattı bölgesi ile göstermişlerdir. Analizleri için kullandıkları model ve gerilmeye maruz kalmış bölgenin sınırlarındaki gerilmeleri tanımlamak için kullandıkları Mohr dairesi Şekil 2.2’de gösterilmiştir.



Şekil 2.2. Lee ve Shaffer yaklaşımı [8]

a) Kayma açısı modeli, b) Gerilme bölgesi için Mohr dairesi

Şekil 2.2a’deki gerilmeye maruz kalmış bölgenin geometrisinden;

$$\phi = \gamma + \eta \quad (2.3)$$

ve Mohr dairesinden,

$$\eta = \frac{\pi}{4} - \beta \quad (2.4)$$

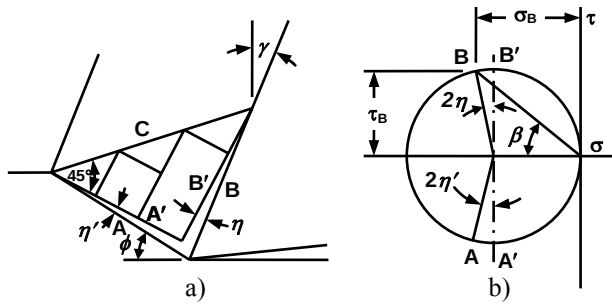
Eş. 2.3 ve Eş. 2.4’ten,

$$\phi = \frac{\pi}{4} - (\beta - \gamma) \quad (2.5)$$

elde edilmekte olup, bu eşitlik Lee ve Shaffer’ın kayma açısı ilişkisini ifade etmektedir.

2.1.3. Shaw, Cook ve Finnie yaklaşımı

Shaw, Cook ve Finnie [9]; kayma düzleminin, maksimum kayma gerilmesinin bir düzlemi olmadığını kabul ederek, Lee ve Shaffer'ın modelini biraz düzenlemişlerdir. Bu yüzden, Lee ve Shaffer'da olduğu gibi başlangıçtaki akmada bir kayma hattı bölgesinin olduğunu, ancak, kayma düzleminin kendisinin bir kayma hattı olmadığını teklif etmişlerdir (Şekil 2.3).



Şekil 2.3. Shaw, Cook ve Finnie yaklaşımı [9]
a) Kayma açısı modeli, b) Mohr gerilme dairesi

Şekil 2.3a'dan,

$$\phi = \gamma + \eta + \eta' \quad (2.6)$$

elde edilir. Bu yüzden Shaw, Cook ve Finnie; kayma açısı için ilişki,

$$\phi = \left(\frac{\pi}{4} + \eta' \right) - (\beta - \gamma) \quad (2.7)$$

şeklinde elde edilir.

Kayma düzleminin maksimum kayma gerilmesinin bir düzlemi olmadığı kabulü, bu ilişki içerisindeki temel bir zayıflıktır. Buna ilave olarak η' açısı, analizlerle bulunamaz. Shaw, Cook ve Finnie, η' açısının sabit olmamasına rağmen kesme şartlarında değişebildiğini ileri sürmüşlerdir.

2.1.4. Oxley yaklaşımı

Oxley [10], önceki bölümde tartışıldığı gibi, aşağıdaki ilişki ile verilen bir kayma açısı ilişkisini içeren bir analiz gerçekleştirmiştir. Bu analize göre;

$$\theta = \phi + \beta - \gamma \quad (2.8)$$

ve

$$\theta = \arctan \left[\frac{1}{2} + \frac{\pi}{4} - \phi + \left(1 + \frac{a'}{a} \right) \frac{\cos 2 (\phi - \gamma)}{2 \tan \beta} - \frac{\sin 2 (\phi - \gamma)}{2} \right] \quad (2.9)$$

olmaktadır.

2.1.5. Diğer yaklaşımlar

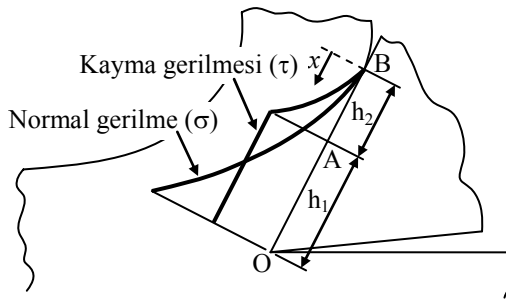
Literatürde, yukarıda bahsedilen kayma açısı ilişkilerine ek olarak diğer birçok ilişki formülize edilmiştir. Bunlardan Colding [11] ve Sata [12], malzeme özelliklerini dikkate almışlar, ancak malzemenin, kayma açısı üzerinde hiçbir etkisi olmayacağını kabul etmişlerdir. Colding yaklaşımı, malzemenin tercih edilen atom sıralanışının önemi olduğuna işaret etmesi nedeniyle ilgi çekicidir. Açıkçası, bu özellik varsa, önemli bir faktördür, ancak çoğu malzeme, kesmeden önce izotropiğe yakın olacak ve anizotropi söz konusu olduğunda ise genellikle yönü bilinmeyecektir.

Hill [13], anizotropi, işleme sertleşmesi, sürtünme katsayısındaki değişim ve termal etkiler gibi talaş kaldırmada bilinmeyen çok sayıdaki faktörle yalnızca bir kayma açısının var olamayacağını ileri sürmüştür. Bu yüzden Hill, bir tek ilişkinin oluşturulmasında herhangi bir analizin yol göstermeyeceğini, ancak bunun yerine kayma açısının bulunması gereken muhtemel sınırlarını tayin etmeyi önermiştir. Ancak Hill tarafından oluşturulan sınırlar, pratik olarak kullanılabilecek kayma açısı değerleri için uygun olmadığından bu model dezavantajlı bir modeldir. Eş. 2.1'de verilen kayma açısı ilişkisi çok kullanışlı bir yaklaşım gibi görülmekte beraber C_I ve

C_2 değerleri, Oxley'in kayma açısı eşitliğindeki yaklaşık çözüm için Eş. 2.10'da verilmiştir:

$$\theta = 50 - 0,8 \times (\beta - \gamma) \quad (2.10)$$

Takeyama ve Usui [14], Sata [12], Zorev [15] ve Wallace ve Boothroyd [16] talaş yüzeyi üzerindeki gerilme dağılımını Şekil 2.4'te göstermiştir. OA uzunluğu üzerinde normal gerilme çok yüksektir ve metal talaş yüzeyine yapışır; iş parçası malzemesinde plastik akış başlar. Bu bölgede kayma gerilmesi (veya sürtünme gerilmesi) normal yükten bağımsızdır. Bu, sürtünmenin yapışma bölgesi olarak bilinir. AB uzunluğunda ise normal gerilme değeri daha küçüktür.



Şekil 2.4. Kesici takımın talaş yüzeyi üzerindeki kayma ve normal gerilme dağılımları [7]

Yapışma bölgesindeki sürtünme katsayısı sabit olmamakla birlikte normal yükün büyüklüğüne bağlıdır. Bu bölgedeki sürtünme katsayısının değeri kayma sürtünmesi şartları altındaki değerden daha düşüktür. Talaş kaldırmada ölçülen sürtünme katsayısı, yapışma ve kayma bölgelerine bağlı olan ortalama bir değerdir. Bu yüzden h_1 ve h_2 uzunluklarının sürtünme katsayısının ölçülen değerini değiştirmesi sebebiyle kesme şartlarında değişiklikler beklenir. Örneğin talaş açısındaki artışla; talaş yüzeyi üzerindeki normal yükün azalarak, sürtünme katsayısını arttıran h_1 ve h_2 oranında bir azalmaya sebep olur.

Kayma gerilmesi aşağıdaki eşitlikle hesaplanmaktadır [7]:

$$\tau = \frac{F_s}{A_0} = \frac{[F_C \cos \phi - F_p \sin \phi] \sin \phi}{a f} \quad (2.11)$$

Kayma gerilmesinin iş parçası çekme deneylerinden belirlenen akma dayanımından daha yüksek olduğu görülmüştür. Kayma gerilmesinin daha yüksek oluşmasında ovalama etkisi ve akma bölgesi önü faktörlerinin önemi dikkate alınmalıdır. Yüksek gerilme değerlerini açıklamak için pek çok açıklama vardır:

a) Normal gerilme: Merchant [3] tarafından önerilmiş ve Bridgman [17,18] tarafından da araştırılmıştır. Kayma düzlemi üzerindeki akma kayma gerilmesi, bu düzlemdeki normal gerilme değerinin yüksek olması sebebiyle artmıştır. Bridgman ve daha sonra da Crossland [19] tarafından yapılan çalışmalarda kayma akma gerilmesi üzerinde hidrostatik gerilmenin çok küçük bir etkisi olduğu görülmüştür.

b) Boyut etkisi: Backer ve arkadaşları [20] ve Shaw ve Finnie [21] tarafından deformasyon bölgesi boyutunun kayma gerilmesi değerini etkileyebileceği önerilmiştir. Bu öneri; dislokasyon kaynaklarının bir malzemenin akma gerilmesinde artışlara sebep olması nedeniyle küçük boyutlarda olan tek kristaller için boyut etkisi teorisinden türetilmiştir. Çok küçük talaş derinliklerinde yapılan deneyler [22] göstermiştir ki; kuvvetlerin belirlenmesinde kesici takım profilinin önemli bir rolü vardır.

c) İşleme sertleşmesi: Talaş kaldırmada işleme sertleşmesinin önemli etkileri Shaw ve Finnie [21] ve Oxley [10] tarafından incelenmiştir.

d) Gerinme hızı ve sıcaklık: Bir malzeme için akma gerilmesinin değeri üzerinde gerinme hızı ve sıcaklığın normalde zıt etki oluşturduğu düşünülür. Talaş kaldırmada gerinme hızı ve kayma bölgesindeki sıcaklığın her ikisinin de yüksek olması sebebiyle bu etkilerin derecesi eşittir [23,24].

Cottrell [24], belirli bir kritik gerinme hızı üzerindeki akma gerilmesinin gerinme hızı ve sıcaklıktan bağımsız olan yüksek gerinme hızlarındaki bir akma mekanizmasını tanımlamış, dislokasyonların kaymasını önleyen engellerin (diğer dislokasyonlar, alaşım tortuları ve tanecik sınırları) dalgalı bir iç gerilme alanıyla gösterilebileceğini düşünmüştür. Uygulanan gerilmenin iç gerilmelerden küçük olması halinde, kafesin termal titreşimlerinin yeterli ilave enerji sağlamadığı takdirde dislokasyonlar, bu engelleri geçemeyecektir. Uygulanan gerilme iç gerilmelerden büyük ise, hızlı kayma oluşacak ve akma gerilmesi, gerinme hızından bağımsız olacaktır. Bu teoriyle yüksek gerinme hızlarındaki akma gerilmesi, statik akmaya göre daha yüksek olacaktır.

Kobayashi ve Thomsen [4], Cottrell'in teorisini talaş kaldırma simülasyonlarına uygulamışlar, düşük gerinme hızlarında kayma gerilmesinin akma gerilmesinden yüksek ve kayma gerilmesi büyüklüğünün deformasyon boyunca oluşan sıcaklık artışı ile işleme sertleşmesinden bağımsız olduğunu belirlemişlerdir.

2.1.6. Analitik yaklaşımların değerlendirilmesi

İlk analitik kesme modellerinin (ortogonal kesme modeli) temel araştırma konusunu kayma açısının (ϕ) tahmin edilmesi oluşturmaktadır (Çizelge 2.1). Ernst ve Merchant [25], başlangıç kayma düzlemi açısıyla (ϕ) bir malzemenin dinamik davranışını tahmin eden eşitliğin türetilmesinde, minimum enerji yaklaşımını kullanmışlardır. Ernst ve Merchant modeli kesici takımın talaş açısına ve takımla talaş ara yüzeyi arasındaki sürtünmeye dayanmaktadır. Lee ve Schaffer [8], daha detaylı bir model geliştirmişlerdir. Önemli modellerden biri de Merchant tarafından 1945 yılında geliştirilen modeldir. Bu model; kayma açısının, kayma düzleminde yapılan toplam işi minimum yapacak bir değere sahip olması gerektiğini ifade etmektedir. Kesme kuvvetleri kayma bölgesinde yapılan işle orantılı olduğundan kesme kuvveti minimize edilmiş ve çok iyi bilinen bir kayma açısı türetilmiştir. Merchant tarafından yapılan çalışma Black ve Huang [26] tarafından türetilmiş ve kayma açısını bulmak amacıyla minimum enerji prensibi kullanılmıştır.

Çizelge 2.1. Ortogonal kesme ile ilgili yapılan analitik çalışmalar [27]

Yazar(lar)	Önerilen Geometri
Ernst&Merchant (1941)	$\phi = 45^\circ + \frac{\gamma}{2} + \frac{\beta}{2} + \frac{\beta'}{2}$
Merchant (1945)	$\phi = 45^\circ - \frac{\gamma}{2} + \frac{\beta}{2}$
Stabler (1951)	$\phi = 45^\circ - \beta + \frac{\gamma}{2}$
Lee&Shaffer (1951)	$\phi = 45^\circ - \beta + \gamma$
Hucks (1951)	$\phi = 45^\circ - \frac{\tan^{-1}(2\mu)}{2} + \gamma$
Hucks (1951)	$\phi = 45^\circ - \frac{\cot^{-1}(K) - \tan^{-1}(2\mu) + 2\gamma}{2}$
Shaw, Cook, Finnie (1953)	$\phi = 45^\circ - \beta + \gamma + \eta'$
Black&Huang (1995)	$\psi = 45^\circ - \phi + \frac{\gamma}{2}$

2.2. Nümerik Yaklaşımlar

Son yirmi yılda talaş kaldırma işlemini analiz etmek amacıyla Eulerian ve geliştirilmiş Lagrangian formülasyonlarına dayalı sonlu eleman metotları geliştirilmiştir. Nümerik metotlar ve özellikle de sonlu elemanlar metodu, bilgisayar teknolojisindeki ve kompleks kodlardaki gelişmeler nedeniyle artan bir ilgiye sahip olmuştur. Ortogonal talaş kaldırmayı modellemek amacıyla kullanılan modellerin bir kısmında Eulerian formülasyonu kullanılmakla beraber başlangıçtan denge durumuna kadar talaşın modellenmesine imkân veren Lagrangian formülasyonu daha yaygın olarak kullanılmıştır. Talaş kaldırmayı FEM kullanarak incelemenin avantajları aşağıdaki gibi özetlenebilmektedir [28]:

- 1) Gerinme, gerinme hızı ve sıcaklığın bir fonksiyonu olarak malzeme özelliklerinin ele alınabilmesi,
- 2) Talaş-takım etkileşiminin yapışma ve kayma olarak modellenenebilmesi,
- 3) Doğrusal olmayan geometrik sınırların talaşın serbest yüzeyi gibi ifade edilebilmesi ve kullanılabilmesi,

4) Kesme ve ilerleme kuvvetleri ile talaş geometrisinin genel değişkenlerine ek olarak yerel gerilmeler, gerinmeler ve sıcaklıkların elde edilebilmesidir.

Sonlu eleman modelinin doğruluğu ve etkinliğini geliştirmek amacıyla eleman ayırma (talaş oluşumunu göstermek için) [29–34], kesici takım aşınmasının modellenmesi [29,30,32–34], yeniden ağ oluşturma bölgesi [33], sürtünmenin modellenmesi [29–34] vb. gibi çeşitli sonlu eleman teknikleri uygulanmıştır. Modelde kullanılan malzemenin deformasyonunu modellemek için sıcaklık, gerinme hızı ve gerinme sertleşmesi etkilerinden oluşan iş parçası malzemesi modeli uygulanmıştır.

Nümerik yaklaşımları içeren çalışmalar; çalışmanın talaş ayrılma simülasyonu içerip içermediğine ve başlangıçtan denge durumuna kadar talaş oluşumunun simule edilip edilmediğine göre sınıflandırılmıştır.

2.2.1. Denge durumu çözümü

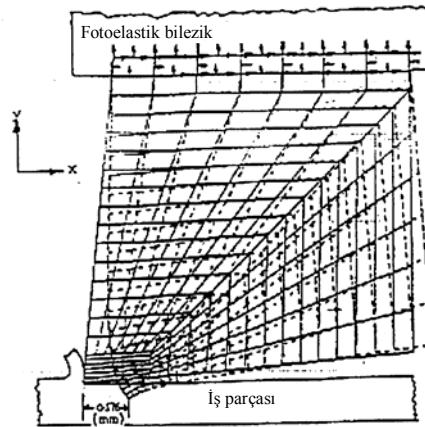
Bu çalışmalarda talaş kaldırma problemi denge durumu şartlarında modellenmiş olup ayırma için simülasyon içermemektedir. Talaş biçimi ile modelin tanımlanması ve sınır şartları için ihtiyaç duyulan veri, deneylerden ve teorik sonuçlardan elde edilmiştir.

Howerton, Strenkowski ve Bailey, BUE etkilerini tahmin eden bir model geliştirmişlerdir [7]. Eulerian sonlu eleman modeline dayalı bir ortogonal kesme modeli geliştirilmiş ve iş parçası rijit–viskoplastik malzeme olarak kabul edilmiştir. Akma gerilmesi üzerindeki sıcaklık ve gerinme hızı etkileri Zener–Hollman parametresiyle birleştirilmiş ve BUE’nin bu parametrenin kesme kenarından uzaktaki bir yönde negatif bir büyüklük sergilemesi halinde oluşacağını belirlemişlerdir.

Strenkowski ve Moon [35], ortogonal kesme işlemini simule eden ve talaş geometrisi ile iş parçası, talaş ve kesici takımındaki sıcaklık dağılımını deneysel kesme verisine gerek kalmadan tahmin eden bir Eulerian sonlu eleman modelini sunmuşlar;

malzeme hızı, gerilme ve gerinme hızı dağılımlarından belirlenebilen kesici takım etrafındaki akış alanının özelliklerini göstermişler ve kayma gerilmesinin tek bir kayma düzlemi yerine kesici takımın önündeki sonlu bir bölge üzerinde olduğu sonucuna varmışlardır.

Ahmad ve arkadaşları [36], kesici takım performansının bir analizini, kesici takımın sınırlarındaki 2 boyutlu gerilme dağılımının belirlenmesiyle gerçekleştirmişlerdir. Talaş kaldırma probleminin çözümünde etkin bir şekilde kullanılabilen bir sonlu eleman tekniği uygulanmış ve öncelikle sınır şartları oluşturulmuştur. Şekil 2.5'te pozitif talaş açılı kesici takım modelinden alınan kesici takım deformasyonu gösterilmiştir.



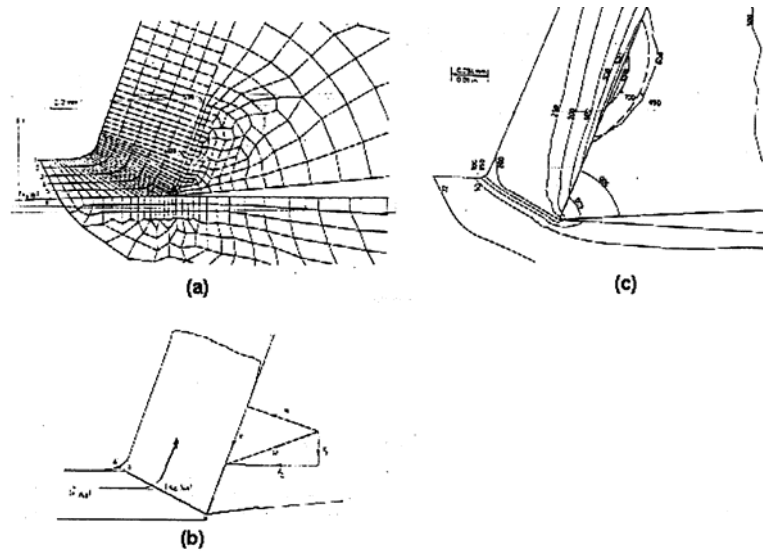
Şekil 2.5. Pozitif talaş açılı kesici takım için kesici takım deformasyonu [36]

Tyan ve Yang [37], bir sınır analiz teoremi kullanarak kontrol edilen kesici takım teması için ortogonal kesme işlemini simule etmişlerdir. Kesici takıma göre iş parçasının denge durumu hareketini tanımlamak amacıyla bir Eulerian referans koordinatını kullanmışlar; talaş derinliği, talaş açısı ve sürtünmeyi içeren kontrol parametreleri için sonuçlar elde etmişlerdir. Talaş oluşumu için ayırma olayını simule etmemişler, sadece denge durumu şartlarındaki problemi çözmüşlerdir.

Muraka ve arkadaşları [38], çeşitli kesme şartları için sonlu eleman metodunun Galerkin yaklaşımını kullanarak ortogonal işleme sırasında iş parçası ve talaştaki sıcaklık dağılımlarını belirlemişler; sıcaklık üzerindeki kesme hızı, ilerleme, soğutma

sıvısı, talaş açısı, takım aşınması ve kesici takım malzemesi gibi değişkenlerin etkilerini incelemişlerdir. Problemin sonlu eleman çözümünde; talaş ve kesici takımın gerçek geometrilerini, deneysel olarak elde edilen hız ile esas ve ikinci deformasyon bölgelerindeki ısı dağılımını, yoğunluk değişimini ve sıcaklıktaki termal iletkenlik ve özgül ısıyı göz önüne almışlardır. Ayrıca gerinme, gerinme hızı ve sıcaklık ile akma gerilmesinin değişimini ve kesici takımın talaş yüzeyi üzerinde ve boşluk yüzeyi boyunca sınır sürtünmesi sebebiyle meydana gelen ısı oluşumunu da dikkate almışlardır. Analizlerinde ilk önce kesme şartlarındaki denge durumu şartı için talaş ve kesici takım geometrisini belirlemişlerdir. Geliştirdikleri modelde talaş ayrılmasını simule etmemişlerdir.

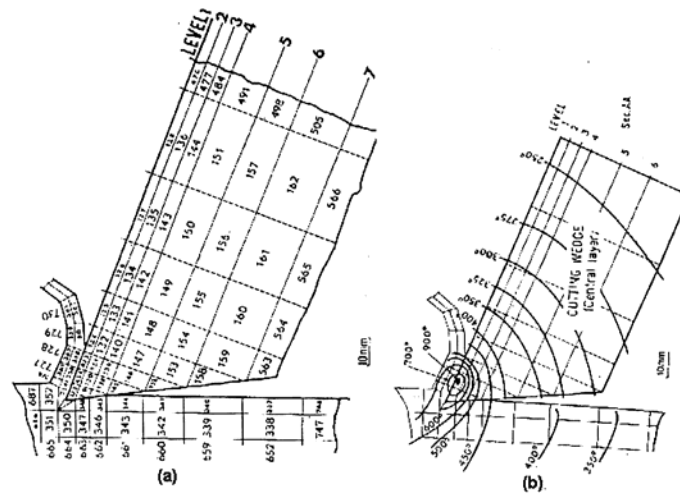
Stevenson ve arkadaşları [39], talaş kaldırmada talaş ve kesici takımda meydana gelen sıcaklık dağılımını hesaplayan sonlu eleman programı geliştirmişler, buldukları sonuçları daha önceden metalografik metotla elde ettikleri sıcaklık sonuçlarıyla karşılaştırmışlar ve talaş ile kesici takımın geometrisini başlangıçta kabul etmişlerdir. Simülasyon için gerekli veriyi deneysel ve teorik sonuçlardan elde etmiş ve buldukları sonuçları literatürdeki diğer çalışmalarla karşılaştırmışlardır (Şekil 2.6).



Şekil 2.6. Stevenson ve arkadaşlarının FEM çalışması [39]

- a) Başlangıçtaki ağ yapısı b) Kabul edilen talaş ve akış hattı
- c) Elde edilen sıcaklık dağılımları

Mansour ve arkadaşları [40], kesici takım–talaş–iş parçası sisteminde denge durumundaki sıcaklık bölgelerinin belirlenmesi için bir sonlu eleman modeli geliştirmiş ve ısı transferini 3 boyutlu olarak modellemişlerdir. Belirli noktalardaki gerekli girdi sıcaklıklarını deneysel sonuçlardan almışlar; modeli, ortogonal talaş kaldırma işlemindeki sıcaklık dağılımını belirlemek için uygulamışlar ve talaş ayrılmasını simule etmemişlerdir. Şekil 2.7’de geliştirdikleri model ve elde ettikleri sonuçlar gösterilmiştir.



Şekil 2.7. Mansour ve arkadaşlarının FEM çalışması [40]

a) Başlangıçtaki ağ yapısı b) Elde edilen sıcaklık dağılımları

Toshimichi ve arkadaşları [41], bakırın ortogonal mikro işlenmesinin teorik ve deneysel analizini gerçekleştirmiş ve bakırın mikro işlenmesini simule etmek amacıyla kesici takım burun yarıçapını da dikkate alan rijit plastik sonlu eleman metoduna dayalı bir model geliştirmişlerdir. Başlangıçtaki gerilme ve gerinme sıfır kabul edilmiş ve başlangıç modeli için kesici takıma küçük ilerlemeler verilerek hız alanı sonlu eleman metodu ile hesaplanmıştır. Talaş biçimlenmesi, kesme kuvvetleri ve iş parçasındaki gerilme dağılımlarını kullanarak bakırın mikro işlenebilirliğini araştırmışlardır. İş parçasında hesaplanan gerilme ve sıcaklık akışına dayalı olarak iş parçası ve kesici takımdaki ısı akışını ve sıcaklık dağılımını analiz etmişlerdir.

Maekawa ve Shirakashi [42], talaş kaldırmadaki talaş akışını ve kesici takım hasarının ve yüksek gerinme hızları ve sıcaklıklardaki iş parçasının kırılması ve

elastik–plastik deformasyonunu ihtiva eden malzeme özelliklerinin tahmin edilmesini incelemişlerdir. Kesici takım ve iş parçasındaki sıcaklık dağılımları simülasyonlarda gösterilmiş ve çeşitli simülasyon sonuçlarını 2 boyutlu sürekli ve kesikli talaş biçimlenmesi, kesici takım aşınması ve kırılması gibi deneysel sonuçlarla karşılaştırmışlardır.

Iwata ve arkadaşları [43], denge durumu şartındaki ortogonal kesme için rijit–plastik sonlu eleman modeli geliştirmiş, talaşın biçimi (kalınlığı ve bükülmesi gibi) ile gerilme ve gerinme dağılımlarını hesaplamışlardır. Sunulan model sünek kırılma kriteri ile birleştirilerek talaşın kırılma tahmini yapılmıştır. Öncelikle kesme şartları ve kesici takım geometrisi verilerek bir deneme modeli oluşturulmuş sonra da model, düzlem gerinme sonlu eleman analiz sonuçları kullanılarak değiştirilmiştir. Elde edilen talaş biçimi ve gerinme dağılımı (akma gerilmesi) kabul edilen değerlere ulaşıncaya kadar değiştirme işlemi tekrarlanmıştır. Sınır şartları, kesici takımın hareket etmediği ve iş parçasının sabit bir hızda hareket ettiği şeklindeki kabullerle tanımlanmıştır. Deneme modelinde akma gerilmesinin düzgün bir şekilde dağıldığı ve verilen uygun bir düğüm noktasında talaşın kesici takım yüzeyinden ayrıldığı kabul edilmiştir.

Liu ve Lin [44], talaş kaldırma sırasında iş parçasındaki gerilme bölgesi üzerindeki kayma sınır şartlarının etkilerini incelemek amacıyla sonlu eleman metodunu kullanmışlardır. Kayma düzlemi üzerindeki normal gerilme dağılımı gibi bilinmeyen sınır şartlarını hesaplamak amacıyla kayma düzlemi ve kesici takımın talaş yüzeyi üzerindeki kuvvet ve moment dengesini kullanmış ve kayma düzlemindeki normal gerilme dağılımının kesici takım ucu altındaki iş parçasının gerilme değerini önemli ölçüde etkilemediğini göstermişlerdir.

2.2.2. Sürekli talaş oluşumu

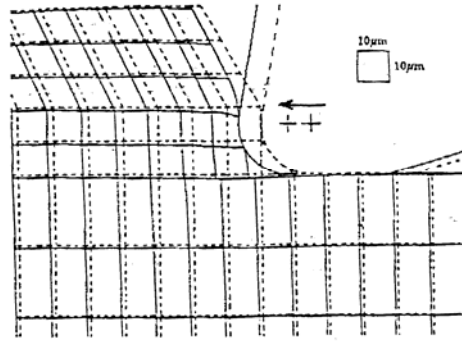
Komvopoulos ve Erpenbeck [31], ortogonal talaş oluşumunu sonlu eleman metodu kullanarak modellemişler ve kesme sürecinde etkili olan iş parçası malzemesinin plastik akışı, kesici takım–iş parçası ara yüzeyindeki sürtünme ile kesici takım

aşınması gibi önemli faktörlerin etkisini incelemişlerdir. Talaşın iş parçasından ayrılışını simule etmek için, başlangıçtaki ağın ayrılma çizgisinin her bir düğüm konumundaki iki düğümün süperpozisyonunu uygulamışlardır. Talaş ayrılma kriteri olarak kesici takım ucu ile uca en yakın düğüm arasındaki mesafenin önceden belirlenen kritik bir değere ulaşması halinde, bu düğümün iş parçasından ayrılacağını kabul etmişlerdir. Analizlerinde; izotropik gerinme sertleşmesiyle birlikte elastik–mükemmel plastik ve elastik–plastik ile gerinme hızı duyarlılık esas denklemlerini kullanmışlardır. Problemi basitleştirmek için kesici takım ve BUE mükemmel biçimde rijit olarak modellemiştir. Denge durumu şartlarına uygun olarak toplam plastik gerinme ve von Mises eş gerilme dağılımları ile talaş yüzeyindeki normal ve kayma gerilmeleri karşılaştırılarak, kritik parametreleri araştırmışlardır. Denge durumundaki kesme kuvvetlerinin büyüklüğü, kayma düzlemi açısı, talaş kalınlığı ve talaş–kesici takım temas boyu üzerinde ara yüzeyde oluşan sürtünme, metalin akış özellikleri ve kesici takımın talaş yüzeyindeki aşınma etkilerini açıklamışlardır.

Lin ve Lin [45], ortogonal kesme için büyük deformasyon altındaki birleştirilmiş bir termo–elastik–plastik malzeme modeli oluşturmuşlar; analitik modellerinde, gerinme enerjisi yoğunluğunun kritik değerine dayalı talaş ayırma kriterini kullanmışlardır. Talaş kaldırmanın gerçekçi bir davranışını göstermek için akma gerilmesi; gerinme, gerinme hızı ve sıcaklığın bir fonksiyonu olarak ele alınmıştır. Kesici takım, başlangıçtaki takım–iş parçası temasından talaş biçimlenmesinin denge durumuna ulaşmasına kadar küçük ilerlemelerle hareket ettirilmiştir. Talaş geometrisi, işlenmiş yüzeydeki artık gerilmeler, talaş ve kesici takımdaki sıcaklık dağılımları ile kesici takıma etkiyen kesme kuvvetleri elde edilmiş; hesaplanan kuvvet değerleri ile deneysel çalışmayla bulunan değerler arasında çok yakın sonuçlar bulunmuş, gerinme enerjisi yoğunluğuna dayalı olan talaşın ayrılma kriteri değerinin bir malzeme sabiti olduğu ve işlenmemiş talaş kalınlığından bağımsız olduğu doğrulanmıştır.

Arola ve Ramulu [46], sonlu eleman metodunu kullanarak fiber takviyeli polimer kompozitlerin ortogonal kesme işlemini analiz etmişler, talaş oluşumunu simule etmek için en büyük gerilme ve Tsa–Hill kriterini kullanarak çift kırılma işlemini

kullanmışlardır. Talaş açısı, boşluk açıları, kesici takımın burun yarıçapı ve kesici takım aşınmasını ihtiva eden kesici takım geometrisini ve takım ile iş parçası arasındaki sürtünmeyi de ele almışlardır. Kırılma gerilmesi üzerindeki fiber yönelimi ve kesici takım geometrisinin etkilerini incelemişlerdir. Talaş ayrılmasını, birincil ve ikincil kırılmalar için uygun dayanım bileşenleri ile gerilme kriteri yaklaşımını kullanarak simule etmişlerdir (Şekil 2.8).



Şekil 2.8. Arola ve Ramulu'nun FEM çalışması [46]

Caroll ve Strenkowski [47], talaş ve iş parçasındaki gerilme ve gerilme bölgeleri, talaş geometrisi ve kesici takıma etkiyen kesme kuvvetlerin belirlenebildiği geliştirilmiş Lagrangian ve Eulerian formülasyonlarına dayalı iki ayrı ortogonal sonlu eleman modelinin karşılaştırmasını yapmışlardır. Büyük deformasyonun gerçekleştiği geliştirilmiş Lagrangian formülasyonuna dayalı modelde elastik-plastik bir malzeme modelini içeren sonlu eleman koduna sahip NIKE2D programını kullanmışlar, Eulerian modelinde ise kesici takımın çevresindeki bölgenin bir Eulerian akış bölgesi gibi davrandığı iş parçası malzemesine ait viskoplastik malzeme modeli kullanmışlardır.

Shih ve Yang [33], geliştirilmiş Lagrangian formülasyonuna dayalı olan ve gerilme-gerinme ilişkisi üzerindeki elastisite, viskoplastisite, sıcaklık, gerinme hızı ve büyük gerinme etkileri ile kesici takım-talaş ara yüzeyi üzerindeki sürtünme kuvveti etkisini içeren; sürekli talaş oluşumunu ihtiva eden düzlem gerinme ortogonal talaş kaldırma işleminin simülasyonu için bir sonlu eleman metodu geliştirmiş ve uygulamışlardır. Talaş biçimlenmesi için kullandıkları eleman ayırma kriteri, kesici

takım önündeki 4 elemanın bağlı olduğu düğüm noktası ile kesici takım ucu arasındaki mesafeye bağlı olarak gerçekleştirilmiş olup, sürtünme, kayma bölgesinde doğrusal olarak sıfıra azalan ve yapışma bölgesinde de sabit olacak şekilde modellenmiştir. Çalışmalarında çeşitli ortogonal kesme deneyleri yapmışlar ve yüzeydeki artık (kalıntı) gerilme dağılımlarını X-ışını kırınma metodu ile ölçmüşler ve alt yüzeydeki artık gerilme dağılımlarını ise kimyasal dağlama metodunu kullanarak elde etmişlerdir.

Shih [34]'in sürekli talaş oluşumuna dayalı ortogonal kesme işleminin simülasyonu için bir sonlu eleman metodu geliştirdiği çalışmasında; sıcaklığın elasto–viskoplastik, büyük gerilme ve yüksek gerine hızına bağlı olduğu malzeme modeli kullanılmıştır. Birinci ve ikinci deformasyon bölgeleri ile işlenmiş yüzey altındaki normal ve kayma gerilmeleri, sıcaklık ve gerilme hızı gibi çeşitli simülasyon sonuçlarını vermiş; zamana bağlı parametrelerin değişim hızını sonlu farklar metodunu kullanarak tahmin etmiş ve deformasyon bölgesinden geçecek olan, 7 seçilmiş elemanın değişimini göstermek üzere Eulerian deformasyon tanımını kullanmıştır. Talaş oluşumu, kesici takımın önündeki elemanlar arasındaki ayrılmaya göre sonlu elemanlar metodu kullanılarak modellenmiş; eleman ayırma kriteri olarak kesici takım ucu ile kesme yönündeki uca en yakın düğüm arasındaki mesafe kullanılmıştır.

Sadat ve arkadaşları [48], nikel esaslı süper alaşımlardan Inconel 718 malzemesinin ortogonal kesme şartları altında çeşitli kesme hızlarında işlenmesi sırasındaki plastik deformasyonu, yüzey bölgesindeki artık gerilme ve plastik gerilme dağılımlarının belirlenmesiyle değerlendirmiş; ayrılma kriteri olarak efektif gerilme verisini kullanmışlardır. Artık gerilmeler çekme halinde ve yüzeye yakın olan kısımlarda ise en büyük olarak gerçekleşirken, işlenen yüzey altındaki derinliğin artmasıyla azalmış olup, benzer sonuç plastik gerilmeler için de gözlenmiştir.

Zang ve Bagchi [49], talaş ayrılmasını simule etmek üzere iki düğümlü bir bağlantı elemanının kullanıldığı ortogonal kesme işleminin bir sonlu eleman modelini geliştirmişlerdir. Talaşın ayrılmasını, kesici takım ucu ile takıma en yakın düğüm arasındaki mesafenin önceden verilen bir değere eşit veya daha küçük olmasına bağlı

olarak gerçekleştirmiş; talaş–kesici takım etkileşimini kayma/yapışma olarak modellemişlerdir. Kayma bölgesinde sabit bir sürtünme katsayısı kullanırken yapışma bölgesinde ise iş parçası malzemesinin kayma dayanımını kullanmışlardır.

Usta [7] yapmış olduğu çalışmada, geliştirilmiş Lagrangian formülasyonuna dayalı MARC kodunu kullanarak ortogonal kesmenin bir düzlem gerinme sonlu eleman modelini geliştirmiş; kesici takımın kesmeye ilk başlamasından kesmenin denge durumuna ulaşmasına kadar talaş oluşumunun simülasyonunu yapmıştır. Gerinme ve gerinme hızı dağılımları, talaş oluşumu (kayma düzlemi açısı ve/veya kesme oranı), kesme kuvveti, yer değiştirme ve gerilme dağılımları üzerindeki talaş açısı, sürtünme katsayısı ve farklı akma dayanımlarına sahip malzeme parametresi gibi kesme parametrelerinin etkilerini incelemiştir. Sonlu eleman modelinden elde ettiği sonuçları yapmış olduğu deneysel çalışma sonuçlarıyla ve literatürde yapılan diğer deney sonuçlarıyla karşılaştırmıştır.

Lagrangian formülasyonunun kullanılması, deforme olmamış talaşın iş parçasından ayrılması için bir kritere ihtiyaç duymaktadır. Bu sebeple sonlu eleman modellemede gerçekçi bir talaş ayırma kriteri geliştirmek önemli bir faktördür. Black ve Huang, fiziksel ve büyüklükleri değişen geometrik ayırma kriteri kullanma etkilerini incelemişlerdir [50]. Çalışmalarında geometrik kriteri; kesici takımın sonlu eleman ağlarındaki eleman mesafelerinin onda biri kadar olan bir değere ulaşması halinde, kesici takımın elemanı kaydırmaya başlayacağı şeklinde ifade etmişlerdir. Geometrik kriter, talaşın ayrılmasını gerçekleştirmek amacıyla; normal ve kayma değerlerinin talaşı ayırma değerlerine ulaşması halinde meydana gelen talaş ayrılmasının başlayacağını ifade eden normal ve kayma kuvveti/gerilmesi kriterini kullanmaktadır. Black ve Huang, kesme işlemi için daha gerçekçi bir simülasyon sağlamak amacıyla fiziksel ve geometrik kriterin birleştirilmesi sonucuna varmışlardır [27].

Wince [27] tarafından yapılan çalışmada ise, oksijensiz yüksek iletken bakır ve Alüminyum 6061 T6 ve 2024 T351 alaşımlarına ait literatürden alınan talaş kaldırma verilerinin kullanıldığı talaş kaldırma sırasında talaş oluşumunun modellenmesi

amacıyla Lagrangian formülasyonuna dayalı DYNA 3D sonlu eleman kodu kullanılmıştır. Wince, çözülecek problemin sınır ve yükleme şartlarının tanımlanmasında aşağıdaki kabulleri yapmıştır:

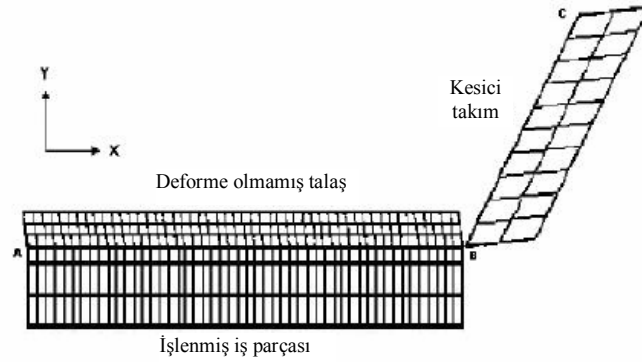
- Kesme hızı sabittir.
- Kesme genişliği ilerlemeden daha büyüktür ve her ikisi de sabittir.
- Kesici takım mükemmel bir şekilde keskindir.
- Kesme hızı vektörü (V_C) kesme kenarına diktir.
- İş parçası malzemesi homojen çok kristalli, izotropik ve sıkıştırılmaz bir katıdır.
- İş parçası oda sıcaklığındadır.
- Kesme, kesme sıvısı olmadan yapılmaktadır.
- Hiçbir takım aşınması gerçekleşmez.
- Kesici takım rijittir (deformasyon yoktur).
- İşlem süresince kesmenin denge durumuna ulaşılır.

Wince'in çalışmasında ortogonal kesme modeli, farklı iki malzeme (kesici takım ve iş parçası) modeli ile modellenmiştir. Kesici takım mükemmel şekilde keskin (hiçbir aşınmanın olmadığı) ve rijit kabul edilmiş olup elastik bir katı (mükemmel) olarak modellenmiş, kesici takımın rijitliğini sağlamak için de elastikiyet modülü çok yüksek seçilmiştir (yaklaşık olarak takım çeliğinin 10 katı). Seçilen deney malzemelerinin malzeme davranışını modellemek için gerinme, gerinme hızı ve sıcaklığın sebep olduğu gerilme değişimlerini ihtiva etmesi amacıyla Johnson ve Cook eşitliğini (Eş. 2.12) kullanmıştır.

$$\sigma = (A + B \epsilon^n) \left[1 + C \ln \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0} \right) \right] \left[1 - \left(\frac{T - T_r}{T_m - T_r} \right)^m \right] \quad (2.12)$$

Johnson ve Cook eşitliği'nin deneylerle belirlenen 5 parametresi vardır: A , akma gerilmesi sabiti; B , gerinme pekleşme sertleşmesi sabiti; n , gerinme pekleşme sertleşmesi üssü; C , gerinme hızı pekleşme sertleşme üssü ve m sıcaklığa bağlı sabit. Ayrıca eşitlikte $\dot{\epsilon}$, hesaplanan gerilme için gerinme hızını; $\dot{\epsilon}_0$, referans gerinme

hızını; T , deney parçasının sıcaklığı; T_r , referans sıcaklık ve T_m numunenin ergime sıcaklığıdır. İş parçasının modellenmesi; deforme olmamış talaş ve işlenmiş yüzey şeklinde iki parça halinde modellenmiştir (Şekil 2.9).



Şekil 2.9. Sonlu eleman modelinin şematik gösterimi [27]

Simule edilen kesme süreci boyunca kesici takım, iş parçasına dalmakta ve kaldırılacak talaşı kesmektedir. AB hattı boyunca talaş ayrılmasını ve BC takım–talaş ara yüzeyi boyunca kaymayı simule etmek amacıyla bir temas yüzeyi tanımlanmıştır. Etkileşim halindeki iki cismin başlangıçta ayrı veya temasta olduğuna karar vermek amacıyla büyük bağıl hareketlere imkân veren Coulomb sürtünme modeli kullanılmıştır.

Wince, yaptığı simülasyon çalışmasında; talaş açısının artmasıyla birlikte talaş kalınlığının azaldığını buna karşın talaş hızı ile kayma düzlemi açısının arttığını belirlemiştir. Ayrıca alüminyum alaşımlarının işlenmesinde talaş açısındaki azalmayla alüminyum alaşımları için süreksiz talaşın oluştuğunu ve kayma düzlemi açısındaki artışın dislokasyon yoğunluğunda bir artışa ve kayma önü açısında ise bir azalmaya sebep olduğunu, bunun da talaş kaldırma sırasında plastik deformasyonu tanımlayan kayma ve kayma önü açısının, işleme sertleşmesinin oluşmamasına sebep olduğunu, bakırın işlenmesinde ise kayma düzlemi açısının azalmasıyla işleme sertleşmesinin gerçekleştiğini göstermiştir.

Kalhuri ve arkadaşları [51], çalışmalarında; AISI 1045 çeliğinin sementit karpit kesici takım (Sandvik Coromat H10F) işlenmesini göstermek üzere

ABAQUS/Standard sonlu eleman kodu ile yapılan talaş oluşumuyla ilgili iki boyutlu kesme simülasyonlarını gerçekleştirmişlerdir. Bu çalışmalarında, talaş oluşumu için önceden tanımlanan çatlak yolunun gerilmenin belirli bir değere ulaşması halinde başlayacağı şekilde ifade edilmiş olup iş parçası termo–elastoplastik olarak modellenmiş ve çalışma termo–mekanik bir modele göre gerçekleştirilmiştir. Çalışmada 1954 düğüm ve 1711 elemandan oluşan düzlem gerinme modeline göre 4 düğümlü elemanlar ile geliştirilmiş Lagrangian formülasyonu ve doğrusal olmayan eşitlik sistemlerinin çözümünde de Newton–Raphson metodunu kullanmışlardır. Gerçekleştirilen simülasyon sonuçları Kistler dinamometre yardımıyla ölçülen kesme kuvvetleri yardımıyla karşılaştırılmıştır.

Kalhari başka bir çalışmasında da ABAQUS, Lagrangian formülasyonunun kullanıldığı sonlu fark açık (*explicit*) sonlu eleman kodu olan AdvantEdge (1310 düğüm ve 2232 elemandan oluşan 6 düğümlü kuadratik üçgen elemanlar ve düzlem gerinme kullanılmıştır) ve geliştirilmiş Lagrangian formülasyonunun kullanıldığı kapalı (*implicit*) bir sonlu eleman programı olan SiMPle kodlarıyla yaptığı simülasyon sonuçlarının karşılaştırmalarını incelemiştir [52].

Kalhari, iş parçası yüzeyindeki artık gerilmelerin bir önceki pasodan kaynaklandığını bulmak ve bunun talaş oluşum sürecine etkilerini incelemek amacıyla simülasyonlar gerçekleştirmiştir [52]. Çalışmada AISI 316L paslanmaz çelik malzeme ve Sandvik Coromat TNMG 160408-QF Grade 235 kesici uçlar kullanılmış, kesme kuvvetleri Kistler dinamometre ile ölçülmüş, talaş morfolojisini araştırmak için ani durdurma deneyleri gerçekleştirilmiş ve işlenen yüzeydeki artık gerilmeler X-ışınım kırılmasıyla belirlenmiştir. Simülasyonlarda kapalı sonlu eleman programı olan SiMPle kullanılmıştır. İkinci pasodaki talaş oluşumu üzerinde birinci pasodaki artık gerilme etkilerinin ihmal edilecek kadar az olduğunu ancak artık gerilmelerin ciddi bir şekilde etkilendiğini gözlemişlerdir. Kalhari ayrıca; kesme hızı ve ilerlemenin artık gerilmeler üzerindeki etkisini, açık sonlu eleman kodu olan AdvantEdge ile kapalı sonlu eleman kodu olan SiMPle programlarını kullanmak suretiyle karşılaştırmıştır [52]. Ölçülen artık gerilmelerin kesme hızıyla birlikte arttığı ve bunun da SiMPle programı ile elde edilen sonuçlarla uygun olduğu görülmüştür.

Duran ise çalışmasında [53], HSS torna kalem ve Ç 1060 iş parçası malzemesini kullanılarak 45°, 60°, 75° ve 90°'lik kesici kenar ayar açılarında kesici takım üzerine gelen gerilmeleri ANSYS programı yardımıyla analiz etmiştir.

2.3. Kesme Kuvvetlerinin Modellenmesi

Bu araştırmanın ikinci bölümünü, kesme kuvveti ve kesme kuvvetleri etkisiyle kesici takımda oluşan gerilmelerinin modellenmesi oluşturmaktadır. Literatürde özellikle kesme kuvvetlerinin modellenmesini ihtiva eden çok sayıda çalışma mevcuttur.

Oxley [54], Wang ve Mathew [55] ile Arsecularatne ve arkadaşları [56], sıcaklık etkileri ile gerinme hızı duyarlılığı ve gerinme sertleşmesi gibi malzeme özelliklerini de ihtiva edecek şekilde eğik kesmedeki kesme kuvvetlerini tahmin etmek için basitleştirilmiş kabullerle birlikte ortogonal kesmenin termo-mekanik modelini kullanmışlardır. Moufki ve arkadaşları [57] ise viskoplastik malzemeler için bir eğik kesme modeli geliştirmişler; esas kesme bölgesindeki malzeme akışını tanımlamak için de termo-mekanik özellikleri dikkate almışlardır. Çalışmalarında kesme kuvvetlerini eğim açısı, kayma açısı, talaşın akış açısı ve talaş açısı gibi parametrelere bağlı olarak modellemişlerdir.

Rao ve Shin çalışmalarında [58] üç boyut veya eğik kesme operasyonu için Shin ve Waters [59] tarafından yüzey frezeleme için oluşturulan dinamik kesme kuvveti modeline benzer bir model geliştirmişler; dinamik kuvvet tahminlerini elde etmek için de mekanik kuvvet modelini bir kesici takım-iş parçası titreşim modeli ile birleştirmişlerdir. Anlık ilerleme ve kesme derinliğini belirlemek için kesici takım ve iş parçası arasındaki bağıl hareketi kullanmışlar. Dinamik kesme modelini doğrulama açısından AISI 4140 çelik üzerinde hassas ve kaba tornalama işlemleri gerçekleştirmişlerdir. Geliştirdikleri modelin kesme parametreleri, deforme olmamış talaş kesit alanı, kesici takım ve iş parçası malzemeleri ile kesici takım geometrisi gibi parametrelere bağlı olduğu söylenebilir.

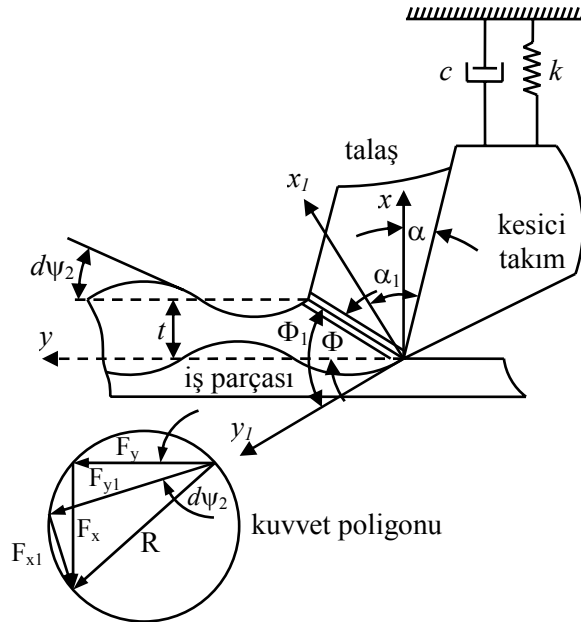
Parakkal ve arkadaşları tornalamada kullanılan talaş kırıcı uçlar için kesme kuvvetlerini tahmin eden bir modelleme yaklaşımı geliştirmişlerdir [60]. Geliştirdikleri modelde eğik kesme şartlarını ortogonal kesme işlemi gibi kabul etmişler; kesici takımın burun yarıçapı ve talaş akış etkilerini eşdeğer talaş kırıcı parametrelerinin tanımlanmasıyla birleştirmişler ve iş parçası malzemesi olarak AISI 1018 çelik malzeme kullanmışlardır. Model sonuçları ile deneysel kesme kuvveti ölçümleri arasında çok iyi bir uyumun olduğunu doğrulamışlardır. Geliştirdikleri modeli ayrıca, kesme kuvvetleri üzerindeki kesme şartları ve talaş kırıcı parametreleri gibi etkilerin incelenmesi amacıyla da kullanmışlardır. Geliştirdikleri model, talaş kırıcı tasarım parametrelerinin kesme kuvveti, kesici takım dayanımı ve talaşın kıvrılmasına uygunluğu açısından, oldukça önemli sonuçlar elde edilmesini sağlamıştır.

Strenkowski ve arkadaşları [61], takım kuvvetleri ve talaşın akış açısını tahmin eden 3B bir model geliştirmişlerdir. Model, ortogonal sonlu eleman kesme modeli ile 3B kesmenin analitik bir modelinin birleşiminden oluşmaktadır. Sonlu eleman modeli, ölçülen kesme kuvvetleri ile talaş geometrileri için çok iyi sonuçlar veren bir Eulerian yaklaşımına dayanmaktadır. Sonlu eleman kesme modelini kayma açısı, kayma düzlemi üzerindeki kayma gerilmeleri ve sürtünme açısından oluşan girdi verisini elde etmek için kullanmışlardır. Kullandıkları analitik model ise Usui'nin [62,63] talaş akış yönü için kullandığı minimum enerji yaklaşımına dayanmaktadır. Bu yaklaşımla, girdi olarak kullanılan herhangi bir ölçme verisine gerek kalmadan 3 boyutlu kesmenin tahmini bir modeli geliştirilebilmektedir. AISI 1020 çelik malzeme için kesme deneyleriyle ölçülen kesme kuvvetleri ile model sonuçları arasında çok iyi sonuçlar elde etmişlerdir.

Thomas ve Beauchamp, bitirme işlemleri için gerekli yüzey kalitesinin kontrolünde optimize edilen kesme parametreleri seçiminin çok önemli olduğunu; ancak yüzey pürüzlülüğünün sadece ilerleme, kesici takım burun yarıçapı ve kesme hızına bağlı olmayıp; kesici takımdaki titreşimlerin BUE ve kesici uç ile iş parçası arasındaki sürtünmeye de bağlı olduğunu düşünmektedirler [64]. Bu sebeple, kesici takıma etki eden kesme kuvvetlerinin kesici takımdaki titreşimleri etkilediğini kabul etmiş; farklı

kesme hızları, ilerlemeler, kesme derinlikleri ve burun yarıçaplarında yumuşak karbon çelik numunelerin kuru şartlarda tornalanmasıyla elde edilen kesme kuvveti, kesici takım titreşimi ve kesici takım modal parametresi verilerinin analizini gerçekleştirmişlerdir. Çalışmalarında kesme kuvvetlerini denge durumu, rasgele ve harmonik kuvvetler biçiminde ele almışlar ve yapmış oldukları deneysel kuvvet ölçme sonuçlarıyla karşılaştırmışlardır.

Hayajneh ve arkadaşları [65], ortogonal kesmedeki dinamik kesme kuvvetlerini değerlendirmek için paralel sınırları olan bir kayma bölgesi modelini kullanmışlardır. Kesme sistemi; kesme kuvvetlerindeki sinüsoidal biçimli değişimler, bunların toplam farkları biçiminde gösterilmiş ve serbestlik derecesi bir olan dinamik bir sistem kullanarak modellemişlerdir. Kesme kuvvetlerindeki dinamik dalgalanmaları deneylerle ölçmüş ve model sonuçları ile gerçek ölçme değerleri arasında çok iyi uyum gösteren sonuçlar almışlardır. Hayajneh ve arkadaşları tarafından dinamik kesme kuvvetlerini değerlendirmek amacıyla kullanılan paralel sınırları olan kayma bölgesi modeli Şekil 2.10’da gösterilmiştir.



Şekil 2.10. Dinamik kesme kuvvetlerini değerlendirmek amacıyla kullanılan paralel sınırlı kayma bölgesi modeli [65]

Fang ve Jawahir'in çalışmaları [66], geliştirmiş oldukları geleneksel kayma hattı modeliyle yaptıkları analitik tahminleri ve bu tahminlerin deneysel doğrulanmasını ihtiva etmektedir. Geleneksel kayma hattı modeli [67], plastik bölgedeki gerilme durumunun belirlenmesi için türetilen maksimum değer prensibi [68], kayma hattı problemlerinin nümerik olarak çözülmesi için Dewhurst and Collins matris tekniği [69] ve doğrusal olmayan optimizasyonlar için Powell algoritmine [70] dayalı olarak; kesme kuvveti oranı, talaş kalınlığı ve talaşın geri akış açısı gibi üç önemli işleme parametresini tahmin etmişlerdir. Tahminlerde kullandıkları tüm girdileri teorik hesaplamalara dayalı olarak gerçekleştirmişler; model sonuçları ile deneysel ölçüm sonuçları arasında çok iyi ilişkiler elde etmişlerdir.

Lin ve arkadaşları [71], tornalama için yüzey pürüzlülüğü ve kesme kuvvetlerinin modellenmesini incelemişler; kesme hızı, ilerleme ve kesme derinliği gibi işleme parametrelerini bir tornalama işlemi için geliştirdikleri modelin ağ yapısı yardımıyla yüzey pürüzlülüğü ve kesme kuvvetlerinin tahmininde kullanmışlardır. Öncelikle yüzey pürüzlülüğü ve kesme kuvvetlerinin modellenmesi için işleme parametreleri ve tornalama performansına dayalı öğrenme veri tabanı oluşturmuş ve bu amaçla S55C yüksek karbonlu çelik, MTJNL2525M16 takım tutucu ve TNMG160404L2G formunda kesici uçlar kullanmışlardır. Tornalama sırasında oluşan kesme kuvvetlerini Kistler dinamometre yardımıyla ölçmüş ve model sonuçları ile deneysel ölçme sonuçları arasında çok iyi ilişkilerin olduğunu göstermişlerdir.

Huang ve Liang [72], kesici takımın termal özelliklerinin kesme kuvvetleri üzerindeki etkilerini incelemişlerdir. Çalışmalarında Oxley'in teorisini [54] geliştirmişler; birincil ve ikincil kayma bölgelerindeki sıcaklık dağılımlarını hareketli ısı kaynağı metodunu [73] kullanarak modellemişlerdir. Araştırmacılar, metal kesmedeki talaş oluşum kuvvetlerinin modellenmesinde minimum enerji prensibi [74,75] ve kayma hattı teorisi [54] olmak üzere temel iki yaklaşım üzerinde durmuşlardır.

Sikdar ve Chen [76], tornalama operasyonlarındaki yanak aşınması ile kesme kuvvetleri arasındaki ilişkileri incelemişler; CNMG120412N-UJ formundaki kesici

uç ve AISI 4340 düşük alaşımlı çelik malzeme kullanarak bir dizi deneysel çalışma yapmışlardır. Kesme kuvvetlerini Kistler dinamometre yardımıyla ölçmüşler; kesme kuvvetlerindeki artışa paralel olarak yanak aşınmalarında da artışların olduğunu göstermişlerdir. Çalışmalarında, yanak aşınması ile kesme kuvvetleri arasındaki ilişkilerin daha iyi ifade edilebilmesi için kesme kuvvetlerini, yanak aşınmasının fonksiyonu olarak beşinci dereceden polinom biçiminde ele almış ve Matlab yazılımını kullanarak matematiksel bir model geliştirmişlerdir.

Luo ve arkadaşları [77], kesme işlemindeki yüzey oluşumunun modellenmesi ve simülasyonunu incelemişlerdir. Kesme kuvvetlerini; ilerleme, sürtünme katsayısı, kesici takım burun yarıçapı, kesme derinliği, kesme açıları, devir sayısı, kesme kenarı ve çeşitli eşitlik sabitlerini (x , y ve z yönlerindeki talaş yüzeyi, kesme kenarı ve yanak yüzeyindeki sabitler) kullanmak suretiyle dinamik bir formda ele almışlardır.

Zhang ve arkadaşları [78], fiber takviyeli plastiklerin ortogonal kesilmesinde oluşan kuvvetleri tahmin etmek için mekanik bir model geliştirmiş; talaş açısı ve kesici takım burun yarıçapı gibi kesici takımın geometrik özelliklerini de dikkate almışlardır.

Lee ve arkadaşları [79], kristalli malzemelerin elmas kesici takımlarla tornalanmasında kesme kuvvetlerindeki dalgalanmaları incelemişlerdir. Çalışmaları, kayma açısının tahmini için mikro plastisite modeli ve bir sürtünme değişkeni ile birleştirilen kesme kuvveti modeline dayanmaktadır. Mikro düzeydeki kesme kuvvetlerindeki periyodik dalgalanmaların sadece malzemenin kristal yapısındaki dizilişten kaynaklanmadığını, talaş ve kesici arasındaki sürtünmelerin de etkili olduğunu göstermişlerdir. Mikro plastisite modelinden hesaplanan kayma açısı ve sıfır talaş açısı kabulüne dayalı olarak kesme kuvvetlerini; deforme olmamış talaş kalınlığı, kayma açısı, tek kristalli malzemenin kayma gerilmesi ve talaş ile kesici takım arasındaki sürtünme açısına bağlı olarak modellemişlerdir.

David ve arkadaşları çalışmalarında [80], herhangi bir aşınmış kesici takım kalibrasyonu olmaksızın talaş kaldırmadaki aşınmış kesici takımdaki kesme kuvvetlerini tahmin eden bir model geliştirmişlerdir. Geliştirdikleri model, çok az sayıda keskin kesici takım kalibrasyon deneyleriyle geniş bir kesme şartları aralığında kayma açısı ve talaşın kaymasındaki akma gerilmesini tahmin eden bir mekanik modelle birleştirilen daha önceden geliştirmiş kayma hattı bölgesi yaklaşımını kullanmaktadır. Kayma açısı ve talaşın kaymasındaki akma gerilmesi değerleri daha sonra aşınmış kesici takım kuvvet modelinde kesici takım yanak aşınması sebebiyle kesme kuvvetlerinin tahmin edilmesinde birer girdi olarak kullanılmıştır. Model sonuçları ile deneysel sonuçların çok iyi bir uyum içerisinde olduğunu göstermişlerdir.

Reddy ve arkadaşları ise [81], eğrisel yüzey (*contour*) tornalama için mekanik bir kuvvet modeli geliştirmişlerdir. Takım geometrisi, iş parçası geometrisi ve takım yolu gibi işleme parametrelerinin bir fonksiyonu olarak talaş yükü, talaş kalınlığı, talaş genişliği ve efektif yanaşma açısı gibi mekanik model parametrelerini değerlendirmek için analitik çözümler geliştirmişlerdir. Kesme kuvvetleri üzerindeki bu parametrelerin etkisini analiz etmişler ve modelin kalibrasyonu için bir dizi deneysel çalışma yapmışlardır. Modelin geçerliliği için içbükey ve dışbükey yüzeyleri olan iş parçası kullanmışlardır. Modelin simülasyon sonuçlarının deneysel sonuçlarla büyük bir uyum içinde olduğunu göstermişlerdir.

Literatürde tornalama dışında frezele operasyonları için de çeşitli çalışmalara rastlanılmıştır. Bao ve Tansel [82] çalışmalarında, mikro parmak frezeleme operasyonları için yeni bir analitik kesme modeli geliştirmişlerdir. Önerdikleri yaklaşımla, takım yarıçapına karşılık seçilen diş başına ilerleme kullanılarak mikro parmak frezeleme operasyonlarındaki kesme kuvvetlerinin hesaplanması yapılabilmektedir. Tahmin edilen kesme kuvveti değerlerinin deneysel sonuçlara uygun olduğunu göstermişlerdir.

Literatürde, geleneksel parmak frezeleme operasyonlarındaki kesme kuvvetlerinin hesaplanması için öncelikle analitik ifadeler türetilmiş [83-85], analitik kesme

kuvveti modelini geliştirmek için de kesme kuvveti katsayısı, farklı kesme şartları, toplam kesme açısı, yukarı ve aşağı frezeleme, simetrik ve asimetrik kesme işlemleri incelenmiştir [86,87]. Daha sonraları ise araştırmacılar kesme işlemindeki dinamik etkiler ve titreşim üzerinde çalışmışlar ve kesme kuvvetlerini nümerik olarak hesaplamışlardır [88,89].

Literatürde bunların dışında özellikle frezeleme operasyonlarındaki kesme kuvvetlerinin modellenmesiyle ilgili çok sayıda çalışma yapılmıştır [90–97].

2.4. Literatür Araştırmasının Değerlendirmesi

2.4.1. FEM çalışmaları

Literatürde incelenen çalışmalar biyografik sırayla aşağıda verilen esaslara bağılı olarak 5 temel sütun ve bu temel sütunlardaki özellikleri göstermek üzere yine kendi arasında alt sütunlara bölünerek Çizelge 2.2’de verilmiştir [7]:

i) *Problemler* (yazarlar tarafından analizi yapılan problemler),

- 1) Talaş biçimi: Temas uzunluğu ve kayma düzlemi açısını içeren talaşın geometrik biçimi.
- 2) Gerinme bölgesi: Gerinme hızı dağılımlarını da içeren talaştaki ve iş parçasındaki efektif gerinme ve bileşenlerinin dağılımı.
- 3) Gerilme bölgesi: Birkaç çalışmada incelenen BUE’yi de içeren talaş ve iş parçasındaki gerilmeler.
- 4) Sıcaklık dağılımı: Kesicide oluşan krateri ihtiva eden talaş ve iş parçasındaki sıcaklık dağılımları.
- 5) Kesme kuvveti
- 6) Artık gerilme dağılımları

ii) *Simülasyon tipi* (talaş kaldırmada sonlu eleman metodu ile gerçekleştirilen simülasyonlar),

1) Denge durumu: Ayrılma olayının gösterilmediği buna karşın ilk talaş biçimlenmesinin kabul edildiği ve problemin iterasyonlarca çözüldüğü, denge durumu şartında çözülen problemler.

2) Sürekli talaş oluşumu:

- S: Kesici takım ucuna en yakın elemandaki kritik efektif plastik gerinmeye dayalı simülasyon.
- D: Kesici takım ucuna en yakın düğümler arasındaki mesafeye dayalı simülasyon.
- E: Kesici takım ucuna en yakın elemandaki toplam plastik gerinme enerjisi yoğunluğuna dayalı simülasyon.

3) Talaş biçimlenme başlangıcı: Talaşın biçimlenmeye başlamasının simülasyonu

4) Talaş biçimlenme başlangıcı ve sürekli talaş oluşumu: Başlangıçtan denge durumu şartına kadar talaş biçimlenmesinin simülasyonu

iii) *Kabuller* (problemin çözümü ve simülasyonu için yapılan kabuller),

1) Talaş biçimi: Problemin çözümünde kabul edilen talaşın ilk biçimi. Talaş biçiminin özellikleri; talaşın şekli, temas uzunluğu ve kayma açısı.

2) Gerinme bölgesi: Gerekli gerinme bölgesi veya gerinme hattı.

3) Sıcaklık dağılımı: Bazı noktalarda gerekli olan ve deneyle elde edilen sıcaklık veya sıcaklık dağılımları.

4) Kesme hızı: Problemin simule edilebilmesi için kullanılan kesme hızı.

5) İlerleme: Problemin simule edilebilmesi için kullanılan ilerleme.

6) Kesme kuvveti: Teorik hesaplamalardan veya deneylerden elde edilen kesme kuvveti değerleri.

7) Sürtünme katsayısı: Problemin çözümü için kesici takım, talaş ve iş parçası arasındaki sürtünme katsayısının değerini

8) İş parçası ve talaş malzemesinin özellikleri

- Elastik–plastik,
- Gerinme sertleşmeli elastik–plastik,
- Termo elastik–plastik,
- Rijit visko–plastik,
- Mükemmel plastik,
- Gerinme sertleşmeli termo elastik–plastik,
- Rijit plastik,
- Kompozit

9) Kesici takım geometrisi

10) Kesici takım malzemesi

iv) *Parametreler* (problemin çözümünde ve sonuçların incelenmesinde kullanılan parametreler),

- 1) Kesme derinliği
- 2) Kesme hızı
- 3) İlerleme
- 4) Talaş açısı
- 5) Sürtünme katsayısı
- 6) Kesici takım geometrisi
- 7) İş parçası malzeme
- 8) Kesici takım malzemesi

v) *Açıklamalar* (genel olarak yapılan çalışmanın nasıl ve hangi metotla yapıldığını ifade eden açıklamalar).

Çizelge 2.2. Literatürde incelenen çalışmalar [7]

Tarih	Yazarlar	Problemler						Simü. tipi				Kabuller										Parametreler								Açıklamalar	
		1	2	3	4	5	6	1	2	3	4	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	1	2	3	4	5	6	7	8		
1973	Mansour, Osman, Sankar, Mazz [40]				X			X				X	X	X							X	X									Denge durumundaki sıcaklık alanlarının belirlenmesi için FEM sunulmuştur.
1979	Muraka, Barrow, Hindua [38]				X			X				X	X										X		X		X		X		Modelleme, soğutma faktörü ve takım aşınmasını içermektedir.
1983	Stevenson, Wright, Chow [39]				X			X				X	X		X							X	X		X				X		Gerinme hızı, temas uzunluğu ve akma gerilmesi talaş kaldırma teorisinden alınmıştır.
1984	Iwata, Osakada, Teresaka [43]	X	X	X				X																							Bir deneme modeli oluşturulmuş sonra FEM sonuçları kullanılarak model değiştirilmiştir. Değiştirme, elde edilen talaş biçimi ve gerinmenin (akma gerinmesi) kabul edilen değere ulaşmasına kadar tekrarlanmaktadır.
1985	Liu&Lin [44]	X		X				X				X	X		X							X									FEM, gerilme bölgeleri üzerindeki kayma sınır düzlemi şartlarının etkisi için kullanılmıştır. Bilinmeyen sınır şartlarını hesaplamak için kuvvet ve moment dengeleri kullanılmıştır.
1985	Strenkowski, Caroll [29]	X	X	X			X				S										X	X	X			X			X		Model, herhangi bir deneysel kesme verisi olmaksızın bahsedilen problemleri tahmin etmektedir. Ayırma değerinin karşılaştırılması teorik ortalama kayma gerilmesi ile kontrol edilmektedir.
1988	Caroll, [47] Strenkowski	X	X	X		X					S										X	X	X	X		X	X				Lagrangian ve Eulerian formülasyonlarına dayalı iki modelin sonuçları karşılaştırılmıştır.

Çizelge 2.2. Literatürde incelenen çalışmalar [7] (devamı)

Tarih	Yazarlar	Problemler						Simü. tipi				Kabuller										Parametreler								Açıklamalar
		1	2	3	4	5	6	1	2	3	4	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	1	2	3	4	5	6	7	8	
1989	Ahmad, Draper, Derricut [36]			X		X		X												X	E	X								Kesici takımındaki ve kesici kenarın sınırlarındaki gerilme dağılımının belirlenmesi amacıyla kesme performansının bir analizi yapılmıştır.
1989	Howerton, Strenkowski, Bailey [7]				X			X												X	X		X		X					Sıcaklık ve gerinme hızının akma gerilmesine etkileri Zener–Hollmon parametresiyle birleştirilmiştir.
1990	Strenkowski, Moon [35]	X	X		X	X		X				X			X						X	X			X					Model herhangi bir deneysel veriye ihtiyaç duymamaktadır.
1991	Sadat, Reddy, Yang [48]	X	X				X				S								X				X							Nikel esaslı süper alaşımlardan Inconel 718’in plastik deformasyonu değerlendirilmiştir.
1991	Komvopoulos, Erpenbeck [31]	X	X	X		X			S												X				X	X	X	X		BUE ve krater aşınması kesici takım geometrisine ilave edilmiştir.
1991	Toshimichi, [41] Nabuhiro, Sheng	X	X		X	X		X				X	X		X						X									Kesicinin burun yarıçapı etkileri incelenmiştir.
1992	Tyan, Yang [37]	X	X	X		X		X													X	X			X	X				Limit analiz teoremi kullanılarak kontrollü bir takım için bir ortogonal talaş kaldırma simule edilmiştir.
1992	Lin, Lin [45]	X	X	X	X	X	X		E						X						X									Her bir elemanın gerinme enerji yoğunluğu değerleri ayırma değeridir.
1993	Ueda, Manabe [7]	X	X	X	X						D										X									
1993	Ueda, Manabe [7]	X	X	X							D										X	X			X			X		Talaş kökü simule edilmiş ve sonuçlar karşılaştırılmıştır.

Çizelge 2.2. Literatürde incelenen çalışmalar [7] (devamı)

Tarih	Yazarlar	Problemler						Simü. tipi				Kabuller										Parametreler								Açıklamalar
		1	2	3	4	5	6	1	2	3	4	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	1	2	3	4	5	6	7	8	
1993	Shih, Yang [33]	X	X	X	X		X				D	X									X									Ayrılma kriteri olarak kesici takım ile buna en yakın eleman arasındaki mesafe kullanılmıştır. Simülasyonlarda aşınmış kesici takım ucu dikkate alınmıştır.
1994	Maekawa, Shirakashi [7]	X	X		X	X		D				X	X		X	X					X									Talaş oluşumu, önceden biçimlenmiş bir talaş geometrisiyle başlayan simülasyonlar boyunca iteratif yakınsaklık metodu hesaplamaları sonucu belirlenmiştir.
1994	Camacho, [7] Marusich, Oritz	X	X	X			X								X			X		X	X									Talaş ayrılmasını simule etmek için iki düğümlü bağlantı elemanı kullanılmıştır. Mesafeler bağlantı şartlarına dayalıdır.
1995	Shih [34]		X	X	X		X				D	X						X		X	X									Ayırma kriterinde kesici takım ile buna en yakın eleman arasındaki mesafe kullanılmış ve aşınmış kesici takım ucu simule edilmiştir.
1996	Shih [7]		X	X	X						D	X			X			X		X	X									Ayırma kriterinde kesici takım ile buna en yakın eleman arasındaki mesafe kullanılmış ve aşınmış kesici takım ucu simule edilmiştir.
1997	Arola, Ramulu [46]					X			X						X						X				X	X				Çift yönlü fiber takviyeli polimer analiz edilmiştir.

Literatürde yapılan çalışmalara bakıldığında; çalışmaların büyük bir bölümünün talaş kaldırma sırasında oluşan talaş oluşum sürecinin simülasyonunu ihtiva ettiği görülmektedir. Bununla birlikte bu simülasyon çalışmaları daha çok 2 boyutlu simülasyonu içermektedir. Çalışmalarda talaş oluşumunun simülasyonu için MARC, ABAQUS, DEFORM 2D/3D, NIKE, DYNE gibi ticari yazılımlar kullanılmış olup, simülasyon sonuçlarında ise talaştaki gerilme, gerinme, sıcaklık ve artık gerilme dağılımları gibi olgular araştırılmıştır.

Literatürde bu araştırma konusuyla doğrudan ilgili çok az sayıda çalışmaya rastlanılmıştır. Bunlardan Duran'a ait çalışmada [53], HSS torna kaleminin 45°, 60°, 75° ve 90°'lik kesici kenar ayar açılarındaki kesici takım gerilmeleri analiz edilmiş; bir diğer çalışmada ise Wikgren [98], SS2230 çelik malzemenin Sandvik ürünü olan SNMG 120408-PM grade H10F kesici uç ile işlenmesi sırasında kesici ucun takım tutucuya bağlandığı oturma yüzeylerindeki gerilmeleri incelemiştir.

Literatürden farklı olarak bu çalışmada; farklı kesme geometrilerine sahip değiştirilebilir kesici uçlarda oluşan gerilmeler, kesme parametrelerindeki değişime dayalı olarak sonlu eleman metodu yardımıyla analiz edilmiştir.

2.4.2. Kesme kuvveti ve gerilmelerin modellenmesi

Benzer şekilde esas kesme kuvvetinin modellenmesine ilişkin literatürde çeşitli çalışmalar mevcuttur. Ancak bu çalışmaların büyük bir bölümünde esas kesme kuvveti çok sayıda parametre kullanılmak suretiyle ifade edilmektedir. Esas kesme kuvvetiyle ilgili güvenilir sonuçların alınabilmesi için kuvvet modelinde kullanılan bu parametrelerin çok iyi belirlenmesi gerekmektedir. Bu amaçla literatürde çeşitli analitik çalışmalarda bulunulmuş veya doğrudan deneysel çalışmalar yapılmıştır.

Literatürde kesme sırasında kesici takımda oluşan gerilmelerin modellenmesiyle ilgili çok az sayıda çalışma yer almaktadır. Gerilmelerin modellenmesini ihtiva eden

bu çalışmaların büyük çoğunluğunda ise kesme işlemi, genelde 2 boyutlu ele alınmış olup; kesici takımın talaş yüzeyinde gerçekleşen normal gerilme ve kayma gerilmesi, esas kesme kuvvetinde olduğu gibi çeşitli parametreler yardımıyla modellenmiştir.

Ancak esas kesme kuvveti ve gerilme bileşenlerinin modellenmesinde kullanılan parametrelerin oldukça karmaşık analitik yaklaşımlar gerektirmesi ve deneysel çalışma maliyetlerinin ise çok yüksek olması sebebiyle; güvenilirliği yüksek, ekonomik ve gerçek kesme şartlarına kolay uygulanabilir modellerin geliştirilmesi amaçlanmıştır.

Yapılan literatür araştırması sonucunda; talaş kaldırma sırasında oluşan kesme kuvvetlerinin deneysel olarak belirlenmesi, kesme kuvvetlerinin kesici takım üzerindeki etkilerinin sonlu elemanlar metoduna dayalı olarak çözüm yapan ANSYS paket programı kullanılarak analizi ve elde edilen bulgular ışığında kesme kuvveti ve gerilmelerin matematiksel olarak modellenmesi olarak tanımlanabilen bu araştırma konusunun, literatürden farklı özellikler arz etmesi söz konusudur.

3. KESME VE KESME KUVVETLERİ

3.1. Kesme

Kesme; kesici takım ile malzemenin bir bıçak gibi ayrılmasıdır. Takım kesici kenarı, iki yüzeyin belirli bir açı altında kesişmesiyle oluşur. Bilenerek oluşturulmuş kesici kenar, malzeme gövdesi içerisinde simetrik olarak zorlanır ve aynı zamanda gövde içinde kesici kenara paralel hareket ettirilir. Kesilen malzeme gövdesi, kesici takım yüzeyleri tarafından iki parçaya ayrılmaya zorlanır. Bilenmiş kesici kenar, gövdenin çok az bir kuvvetle ve parçaların daha az pürüzlü kesilmesini sağlayacaktır.

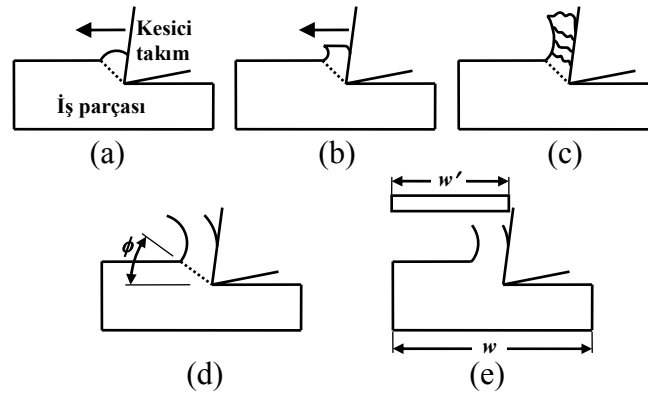
Kesme teknolojisinde görülen temel hususlar şunlardır [1]:

- 1) Kesici kenarı oluşturan her iki yüzey, yeni ortaya çıkarılan iki yüzeyi (talaşın alt yüzeyi ve iş parçasının işlenen yüzeyi) birbirinden ayırmaya zorladığından, talaşın gövdeden ayrıldığı yerde yüksek ısı meydana gelir ve takım ile iş yüzeyinde aşınmalar olur.
- 2) İş parçasından belirli bir talaşı kaldırabilmek için “kesici kenarın” gövde içersine daldırılması gerekir. İş parçası ve takım, yüklenen gerilmelere dayanabilmesi (oluşan yükleri–kuvvetleri taşıyabilmesi) için belirli bir kesitte olmalı ve işlenen yüzeyin takım yan yüzeyine temas etmemesi için takıma boşluk açısı verilmelidir.
- 3) Pratik işlemede takım kesici kenarını oluşturan açı $55^{\circ}\sim 90^{\circ}$ arasında değişmektedir. Genellikle kaldırılan talaş en az 60° ’lik bir açıyla işten uzaklaştırılır. Bu şekilde kaldırılan talaşın tamamında bir plastik deformasyon oluşur (gelişen teknikler, metal kesmenin plastik bir akma işlemi olduğunu ortaya koymaktadır). Bu yüzden talaşın oluşması ve takımın talaş yüzeyi boyunca hareketi için büyük bir enerji gerekir.
- 4) Talaş kaldırarak işlemenin temel amacı, yeni iş yüzeyinin (istenilen parça geometrisinin) oluşturulmasıdır. Talaşın oluşması ve hareketi enerji tüketiminin de temelini ortaya koyar. Bu sebeple takım ömrü ve kaldırılan metal oranıyla ilgili

pratik problemler yalnızca takım-talaş yüzeyi boyunca hareket eden talaşın ve işlenen malzemenin davranışları incelenerek ortaya konur.

3.2. Talaş Oluşumu ve Geometrisi

Kesme işlemi sırasında gerçekleşen talaş oluşumu safhaları Şekil 3.1’de verilmiştir.



Şekil 3.1. Talaş oluşumu [1]

- a) Takımın iş parçasına dalması, b) Kesme işleminin başlaması (yığılma),
- c) Talaşın akışı, d) Talaşın parçadan ayrılması,
- e) Çıkan talaş uzunluğu (w'), parça uzunluğundan (w) daha küçüktür

Plastik şekil değiştirme ile elde edilen talaş açınımı (w') iş parçasının gerçek boyundan daha küçük olacaktır ($w' < w$, Şekil 3.1e):

Kesmenin analizi için yaygın olarak kullanılan iki kesme metodu vardır: *Dik (ortogonal)* (Şekil 3.2a) ve *eğik (oblique)* kesme (Şekil 3.2b). Dik kesme, üç boyutlu problemden ziyade iki boyutlu bir problem davranışı gösterdiğinden kesme mekaniğini oluşturan eşitliklerin çıkarılmasındaki deneysel ve teorik çalışmalarda yaygın olarak kullanılan bir metottur.

Kesici etkisiyle kaldırılan kesme derinliği genellikle düzgün talaş kalınlığı olarak bilinir ve pratik kesme operasyonlarında ve yapılan çalışmalarda kolaylık olması açısından genellikle sabit olarak alınır.

yazılabilir. Şekil 3.3'teki ABC ve BCD üçgenlerinden;

$$\sin \phi = \frac{a}{h} \Rightarrow a = h \sin \phi \quad (3.2a)$$

$$\cos (\phi - \gamma) = \frac{a'}{h} \Rightarrow a' = h \cos (\phi - \gamma) \quad (3.2b)$$

elde edilir. Talaş kaldırmada talaş kayma açısının (ϕ) talaş kaldırmada önemli bir rolü vardır ve talaş yığılma faktörünün hesaplanmasında kullanılır. Buna göre Eş. 3.2'de verilenler Eş. 3.1'de yerine yazılırsa, yığılma faktörü;

$$\lambda = \frac{\cos (\phi - \gamma)}{\sin (\phi)} \quad (3.3)$$

olacaktır [1].

Talaş kaldırma işleminde kesiciye etki eden kesme kuvvetlerinin dağılımı ile talaş akışı üzerinde önemli bir etkisi olan parametre de talaş-takım temas boyudur (Şekil 3.4). Bu parametre özellikle kayma açısı ve esas kayma bölgesi ile doğrudan ilgilidir [99]. Literatürde talaş-takım temas boyunu belirlemek üzere çeşitli çalışmalar yapılmıştır [100–103]. Toropov ve arkadaşları tarafından yapılan çalışmalarda [101,102] talaş-takım temas boyu;

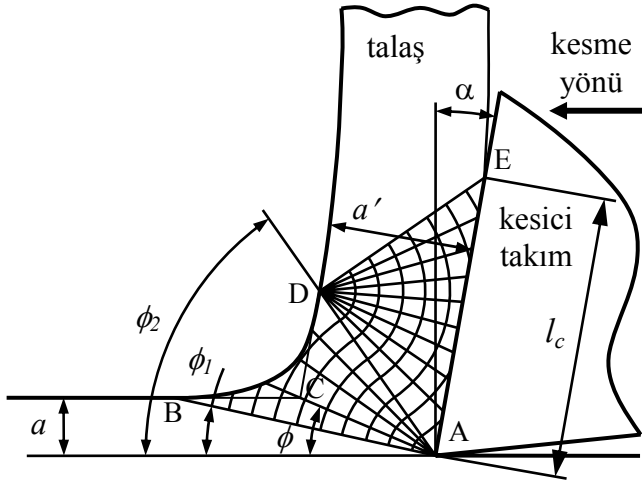
$$l_c = 2 \lambda a \quad (3.4)$$

ifadesi ile tanımlanmış ve çeşitli deneysel çalışmalar yapılarak doğrulanmıştır.

Kayma yüzeyinin konumu kayma açısı ile belirlenebileceğine göre; kayma açısı için,

$$\tan \phi = \frac{\cos \gamma}{\lambda - \sin \gamma} \quad (3.5)$$

yazılabilir.



Şekil 3.4. Talaş–takım temas boyu [101]

3.3. Kesici Takım Aşınması

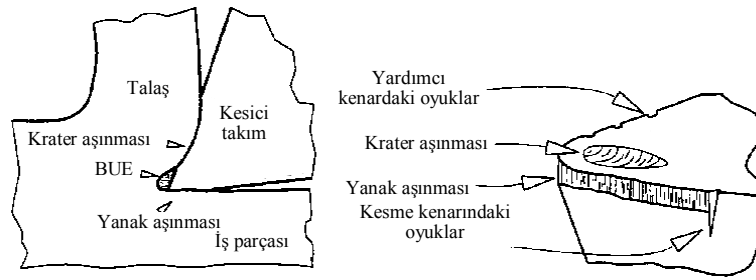
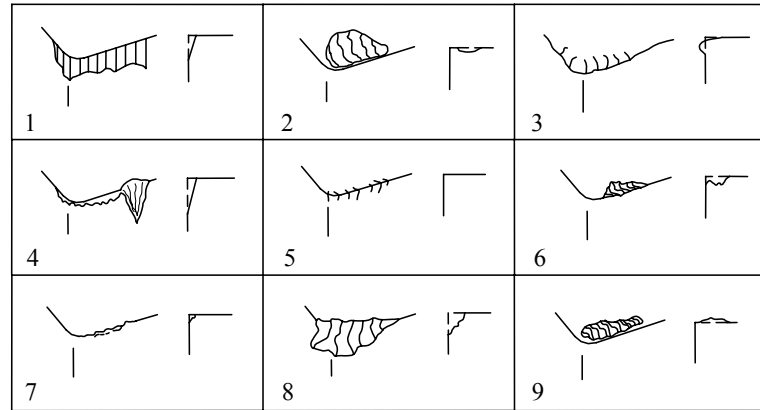
Takım ömrü, kesici ucun, iş parçalarını kabul edilebilir parametrelerin sınırları dâhilinde işlemesi sırasında gerçekleşecek üretim zamanıdır. Takım aşınması, kesici kenar üzerindeki yük faktörlerinin (mekanik, kimyasal veya termal) bir birleşiminin ürünüdür. Kesici kenar ömrü, takım geometrisini değiştirmeye çalışan çeşitli yüklerle belirlenir. Aşınma, takım–iş parçası–işleme şartları arasındaki karşılıklı etkileşimin bir sonucudur. *Mekanik yük faktörleri*, mekanik yüklerin statik bileşenlerinden başka, talaş biçimlenme sürecinin kendisinden oluşan çeşitli dinamik yükler de söz konusudur. Bunların en önemlileri değişen kesme derinliğinden, kesintili işlemeden kaynaklananlar ve frezelemede görülenlerdir. *Termal (ısı) yük faktörleri*, talaş kaldırma işleminin kesici takım talaş yüzeyinde ve yan yüzeyinde çok miktarda ısı oluşmasına sebep olur. *Kimyasal yük faktörleri*, talaş oluşum süreci, devamlı olarak yeni bir metal ara yüzeyi oluşturulması anlamı taşır ve talaş biçimlenmesi sırasında takım malzemesi boyunca hayli yüksek sıcaklık ve basınçta zorlama vardır. Oluşan bölgeler metallerin kimyasal reaksiyonları ve difüzyon için oldukça uygun bir ortam hazırlar.

Talaş kaldırma sırasında kesici kenar üzerindeki etkili olan yük faktörlerinin bir sonucu olarak, bazı temel aşınma mekanizmaları, metalden talaş kaldırma işlemine etki eder. Bu aşınma mekanizmaları; *abrasyon aşınma*, *difüzyon aşınma*, *oksidasyon aşınma*, *yorulma ile aşınma* (statik veya dinamik) ve *yapışma ile aşınma* (adhesiv aşınma) şeklinde özetlenebilir [1].

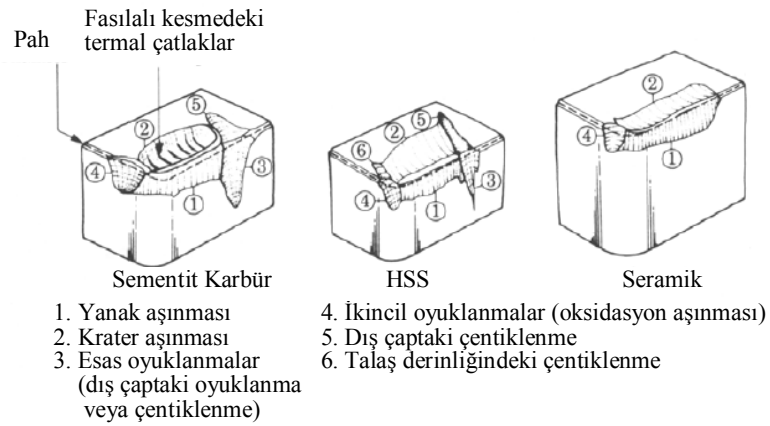
Kesici takım aşınma tiplerinin sınıflandırılması; işleme tipi ve malzeme, doğru işleme şartlarının ve takım sınıfının (*grade*) elde edilmesiyle; verimliliği optimize etmek ve işleme operasyonunu değerlendirmek için en önemli unsur olarak karşımıza çıkmaktadır. Temel işleme kriterleri; talaş kaldırma miktarı, ekonomik hassasiyet, yüzey dokusu ve talaş kontrolü takım aşınmasının oluşup gelişmesine bağlıdır. Doğru seçilmiş takım, kesme parametreleri için uygun başlangıç değerleri, uzman desteği, kişisel deneyimler, kalitesi yüksek iş parçası malzemesi ve işleme şartları gibi faktörler ideal aşınma gelişmesinin (oluşumunun) elde edilmesini sağlamak için en önemli bileşenlerdir.

Sınıflandırılmış aşınma tiplerini (Şekil 3.5) ve bunlara sebep olan mekanizmalar aşağıdaki gibi sıralanabilir:

1. *Yan yüzey (yanak) aşınması*, abrasiv aşınma mekanizması ile oluşur.
2. *Krater aşınması*, abrasiv aşınma ve difüzyon aşınma mekanizması ile oluşur.
3. *Plastik deformasyona*, yorulma ile aşınma mekanizması sebep olur.
4. *Çentik aşınması*, oksidasyon ve yapışma aşınması ile mekanik yorulma mekanizmalarıyla oluşur.
5. *Termal çatlaklar*, termal yorulma mekanizması ile oluşur.
6. *Mekanik yorulma çatlakları*, mekanik yorulma mekanizması ile oluşur.
7. *Çıtlama (çentiklenme)*, yorulma mekanizması ile oluşur.
8. *Kırılma (kesici ucun kırılması)*, plastik deformasyondan sonra oluşur.
9. *Yığılma-sıvanma (BUE)*, adhezyon aşınma mekanizması ile oluşur.



a



b

Şekil 3.5. Kesici takımda görülen aşınma biçimleri [1,104–108]

3.4. Kesme Kuvvetleri

Talaş kaldırma esnasında oluşan kesme kuvvetleri, kesme performansına ve birim parça maliyetine doğrudan etki etmektedir. Bu sebeplerle yıllardır araştırmacıların sürekli ilgisini çekmiş, pek çok araştırma yapılmış ve halen de yapılmaktadır. Takım malzemelerindeki gelişmeler, özellikle 1930’lu yıllarda sert karbürlerin kullanılmaya

başlanması ile birlikte, kesme hızları artmış, daha kaliteli yüzeyler elde edilmeye başlanmıştır. Bilimsel gelişmelerle birlikte, talaş kaldırma olayı operatörün kişisel tecrübelerine dayanan ampirik seviyeden bilimsel seviyeye çıkarılmıştır. İmalatın uzun ömürlü, kaliteli, emniyetli ve ekonomik olabilmesi için, etkiyen tüm kuvvetlerin hassas biçimde belirlenmesi gerekir. Bu sebeple kuvvet ölçümlerinin sağlıklı yapılması çok önemlidir.

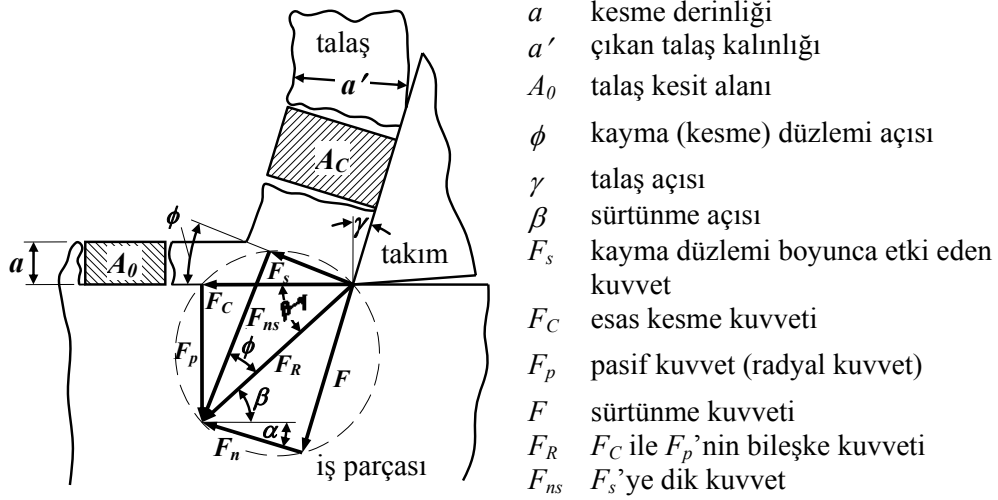
Uygulamalı mekanik prensiplerine göre metallerden talaş kaldırmayı analiz etmek için şu kabuller yapılabilir [1]:

- 1) Kesme yüzeyi, kesici kenarından yukarı doğru uzanan düzlemdir.
- 2) Takımın keskinliği en iyi düzeydedir ve takımın boşluk açısı boyunca iş ile kesici yüzeyleri arasında temas yoktur.
- 3) Kesme kenarı hareketin yönüne dik olarak uzatılan bir doğrudur (dik-ortogonal kesme) ve işin hareketi ile düzlem oluşturur.
- 4) Talaş her iki yüzeye akmaz.
- 5) Kesme derinliği daima sabit kalır.
- 6) Kesici kenar genişliği, iş parçasının kesilen genişliğinden daha büyüktür.
- 7) İş parçası takıma göre bağlı ve düzenli bir hızla hareket eder.
- 8) Sürekli talaş, sıvanma (BUE) oluşmadan meydana gelir.

3.4.1. Kuvvet bağıntıları

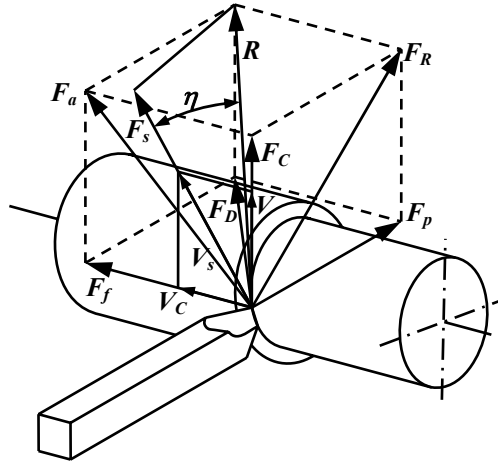
Kuvvet bağıntılarını çıkarabilmek için, talaş serbest olarak, malzemeden izole edilmiş gibi dengede düşünülerek incelenir. Takım yüzeyinde elde edilen kuvvet bileşenleri, takım yüzeyindeki sürtünme katsayısının ve sürtünme kuvvetinin hesaplanmasına da imkân sağlar.

Şekil 3.6’da ortogonal kesmede oluşan kuvvetleri ve hesaplamalarda kullanılan hesaplama üçgenleri görülmektedir.



Şekil 3.6. Dik kesmede oluşan kuvvetler [109]

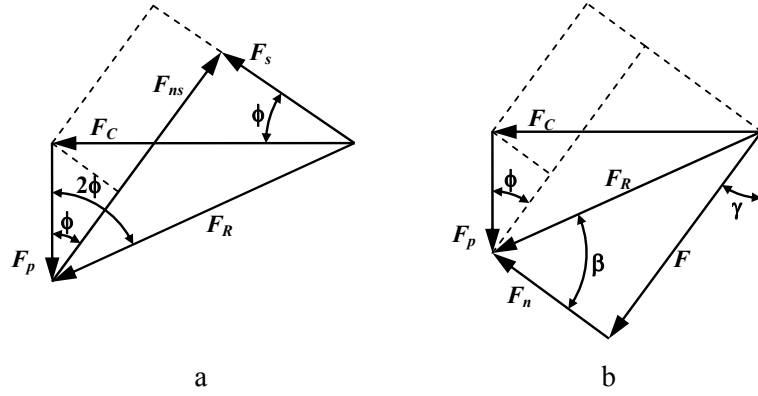
Şekil 3.7'de ise oluşan kuvvetlerin tornalama için yorumlanması ifade edilmiş olup; F_f , ilerleme kuvvetini; F_p , pasif (radyal) kuvveti; F_C , esas kesme kuvveti ve R , bileşke kuvveti göstermektedir.



Şekil 3.7. Kesme kuvvetlerinin torna tezgâhı için yorumlanması [1]

Şekil 3.6 ve Şekil 3.7'den yola çıkarak yatay ve dikey bileşenler kullanılarak Şekil 3.8'deki kuvvet vektörlerini veren hesaplama üçgenleri elde edilir.

Hesaplama üçgenlerinden özetle şu bağıntılar yazabilir:



Şekil 3.8. Kesme kuvvetleri için kullanılan hesaplama üçgenleri [1]

$$F_{ns} = F_p \cos \phi + F_c \sin \phi \quad (3.6)$$

$$F = F_c \sin \gamma + F_p \cos \gamma \quad (3.7)$$

$$F_n = F_c \cos \gamma - F_p \sin \gamma \quad (3.8)$$

Bu bağıntılardan yola çıkarak β sürtünme açısını ve dolayısıyla sürtünme katsayısını (μ), aşağıdaki gibi yazmak mümkündür:

$$\tan \beta = \mu = F / F_n \quad (3.9)$$

Eş. 3.7, Eş. 3.8 ve Eş. 3.9 kullanılarak sürtünme açısı için,

$$\mu = \frac{F_c \sin \gamma + F_p \cos \gamma}{F_c \cos \gamma - F_p \sin \gamma} \quad (3.10a)$$

$$\mu = \mu = \frac{F_p + F_c \tan \gamma}{F_c - F_p \tan \gamma} \quad (3.10b)$$

elde edilebilir.

Talaş açısının (γ) negatif bir değer alması halinde ise, Eş. 3.10b'deki “+” ve “-” işaretlerinin yerleri değiştirilir.

3.4.2. Esas kesme kuvvetinin belirlenmesi

Kayma düzlemi boyunca etki eden F_s kuvveti, malzemenin çekme dayanımına (σ_k , MPa) ve kayma düzlemi açısına (ϕ) bağlı olarak,

$$F_s = A_0 \sigma_k \operatorname{cosec} \phi \quad (3.11a)$$

$$F_s = a f \sigma_k \operatorname{cosec} \phi \quad (3.11b)$$

şeklinde elde edilir.

Eş. 3.11 ve Şekil 3.8'deki hız üçgenlerini kullanarak F_C 'yi

$$F_C = \frac{F_s \cos (\beta - \gamma)}{\cos (\phi + \beta - \gamma)} \quad (3.12)$$

biçiminde hesaplamak mümkün olacaktır.

Ancak yapılan pek çok deneysel araştırmanın ortaya koyduğu sonuçlara göre, talaş kaldırma sırasında esas kesme kuvvetini etkileyen değişik faktörler söz konusudur. Bunların en önemlileri; kesme hızı faktörü (k_v), talaş açısı faktörü (k_γ), takımın aşınma faktörü (k_α), takım malzemesi faktörü (k_t) biçiminde sıralanabilir.

Kienzle, bu faktörleri de dikkate alarak esas kesme kuvvetini,

$$F_C = [A_0 k_s] k_v k_\gamma k_\alpha k_t \quad (3.13)$$

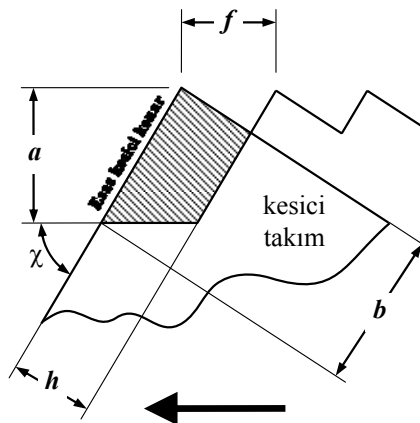
olarak ifade etmiştir [1]. Burada k_s özgül kesme direncini (MPa) göstermektedir. Esas kesme kuvvetinin hesaplanmasında kullanılan özgül kesme direnci, $k_s = k_{II} h^{-m}$ ampirik bağıntısı ile bulunur. Bu bağıntıdaki k_{II} ; $h=1$ mm ve $b=1$ mm olan bir kesitin özgül kesme kuvvetini ifade ederken m ise işlenen malzemenin k_s değeri ile h değeri arasındaki logaritmik ilişkiyi gösteren eğrinin karakteristik eğimi olup malzeme cinsine bağlı olarak sabit bir değer almaktadır.

Özgül kesme direnci ile kesme derinliği ve ilerlemeye bağlı talaş kesiti alanı (mm^2) da dikkate alındığında; Eş. 3.13,

$$F_c = \left[a f \frac{k_{II}}{h^m} \right] k_v k_\gamma k_a k_t \quad (3.14)$$

haline gelir.

Talaşlı imalatta takım tezgâhlarının pek çoğu için kesme kuvveti ve buna bağlı kesme gücünü hesaplamak için F_C kullanılır. Bu hesaplamada, talaş geometrisi de büyük önem taşımaktadır. Talaş kesitini belirleyen en önemli faktör kesme kenarı açısıdır (Şekil 3.9).



Şekil 3.9. Talaş kesitinin kesme kenarı açısı ile ilişkisi [1]

Şekil 3.9’da, χ , kesme kenarı açısını ifade etmekte olup, talaş kesit alanı için $A_0 = af$ veya $A_0 = bh$ yazılabilir. Kesme kenarı açısı; $\sin \chi = (h/f)$ olduğuna göre talaş genişliği ve talaş kalınlığı için sırasıyla

$$b = \frac{a}{\sin \chi} \quad (3.15)$$

$$h = f \sin \chi \quad (3.16)$$

bağıntıları yazılabilir. Şekil 3.9’daki taralı alan talaş kesitini ifade ettiğinden; $\chi = 90^\circ$ olması halinde kesit dikdörtgen ($A_0=af$) ve $\chi < 90^\circ$ halinde ise kesit paralel kenar şeklinde olacaktır ($A_0=bh$).

3.4.3. Diğer kesme kuvvetlerinin belirlenmesi

Talaş kaldırma sırasında oluşan kuvvetlerin tayini için ampirik ifadeler çeşitli araştırmalar sonucu ortaya konulmuş olmakla beraber, bu kuvvetlerin dinamometreler ile ölçülmek suretiyle belirlenmesi en etkili yoldur. F_p ve F_f için kesin değerler olmamakla beraber tornalama işlemlerinde esas kesme kuvvetine göre yaklaşık olarak aşağıdaki gibi hesaplanırlar [1]:

$$F_f \approx (0,2 \sim 0,3) F_C \quad (3.17)$$

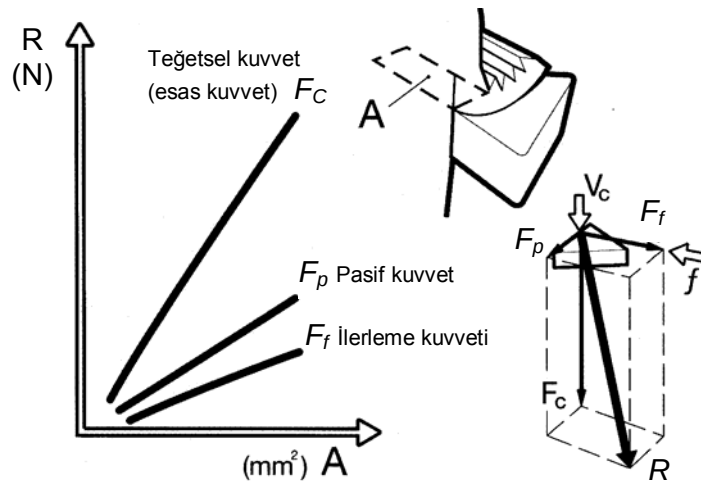
$$F_p \approx (0,1 \sim 0,2) F_C \quad (3.18)$$

Şekil 3.10’da da gösterildiği üzere talaş kaldırma kuvveti veya bileşke kuvvet (R) için,

$$R = \sqrt{F_C^2 + F_f^2 + F_p^2} \quad (3.19)$$

yazılabilir.

Şekil 3.10, kuvvet bileşenlerinin talaş kesitine bağlı olarak nasıl değiştiğini göstermektedir. Talaş kesitinin büyümesi ile üç bileşende önemli ölçüde değişmektedir. En büyük değişim esas kesme kuvvetinde olmakla birlikte kesme kuvvetleri için;



Şekil 3.10. Kuvvet bileşenlerinin kesit alanına bağlı olarak değişmesi [110]

$$\frac{F_C : F_p : F_f}{4 : 2 : 1} \quad (3.20)$$

eşitliği yazılabilir [1]. Kesitin değişmesi ile F_C , F_p 'nin 2, F_f 'in ise 4 katı fazla değişmektedir. Bu değişim delmede oldukça farklı olup; tamamen ilerleme miktarına bağlı olarak değişmektedir.

Kuvvet bileşenleri arasındaki ilişki kesme operasyonunun cinsine bağlı olarak, dikkate değer biçimde değişir. Esas kesme kuvveti veya teğetsel kuvvet daha ziyade tornalama ve frezeleme operasyonlarında, özellikle güç ihtiyacını belirlemek için önemlidir. Pasif veya radyal kuvvet, delik büyütme işlemlerinde; aksenal kuvvet veya ilerleme kuvveti ise delme işlemlerinde büyük önem taşımaktadır.

Pasif kuvvet, takım giriş (kesme kenarı) açısına ve takım uç radyusuna bağlı olarak değişmektedir. 90°'lik bir kesme kenarı açısı ve daha küçük bir uç radyusu takımın yerini değiştirmeye ve titreşim artmasına sebep olan bu kuvvetin minimize edilmesine yardımcı olacaktır.

Titreşim eğilimi, kesme kuvvetlerinin bir sonucudur. Titreşim, kesici takım veya iş parçasının yer değiştirmesinden kaynaklanabileceği gibi çalışma şartlarındaki değişmelere bağlı olarak kesme işlemindeki değişikliklerden ve malzeme şartlarından da etkilenir. Kenarda yığılan talaş (*BUE*) oluşması da kesme kuvvetlerinde dalgalanmalara ve titreşime sebep olur.

Talaş kaldırma geometrisinin önemsenmesi, uygun talaş kırılmasının sağlanması, pozitif talaş açısı kullanılması ve yüksek kesme hızlarının seçilmesi kesme kuvvetleri/titreşim ilişkisi üzerinde genellikle olumlu etkiler oluşturmaktadır.

4. ÜÇ BOYUTLU GERİLME VE SONLU ELEMENLAR ANALİZİ

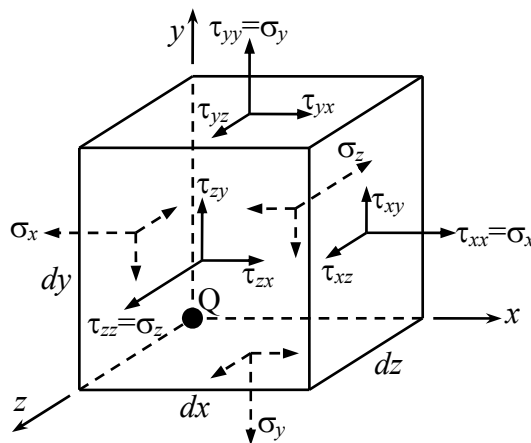
4.1. Gerilme ve Gerilme–Gerinme İlişkileri

4.1.1. Gerilme bileşenleri (Gerilme tensörü)

Üç boyutlu (3B) bir gerilme durumunu ifade etmek üzere Şekil 4.1’de gösterilen bir küp kullanılabilir. Şekil 4.1’de gösterilen tüm gerilmeler pozitif işaretli olup; küp üzerindeki Q ve Q’ noktalarında gerilmelerin bulunduğunu ve küpün her bir yüzeyi boyunca düzgün bir şekilde dağıldığı kabul edilirse, toplam 9 adet gerilme bileşeni tanımlanır. Gerilme bileşenleri matris formunda ifade edildiğinde (gerilme tensörü); her bir satır, Q(x,y,z)’den geçen bir düzlem üzerindeki gerilme elemanlarını göstermektedir. Buna göre gerilme tensörü,

$$[\tau_{ij}] = \begin{bmatrix} \tau_{xx} & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \tau_{yy} & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \tau_{zz} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_z \end{bmatrix} \quad (4.1)$$

ile gösterilir.



Şekil 4.1. Üç boyutlu gerilme elemanı

Eş. 4.1’de ilgili gerilme bileşenine ait birinci indis, gerilme bileşeninin yer aldığı düzlemi (veya yüzeye dik olan yüzeyin normalinin yönünü) gösterirken, ikinci indis de gerilmenin etki ettiği yönü göstermektedir (Şekil 4.1). Buna göre τ_{xx} , τ_{yy} ve τ_{zz} gerilme bileşenleri sırasıyla σ_x , σ_y ve σ_z şeklinde *normal gerilmeler* olarak gösterilebilir. Ayrıca gerilme tensöründe bulunan kayma bileşenleri için de $\tau_{xy} = \tau_{yx}$, $\tau_{xz} = \tau_{zx}$ ve $\tau_{yz} = \tau_{zy}$ yazılabilir.

Bir noktadaki 3 boyutlu gerilme

Şekil 4.2a’daki ABC düzleminin oryantasyonu, Şekil 4.2b’deki düzleme dik olan $\mathbf{n}$ birim vektörü ile x , y ve z yönleri arasındaki açılarla belirtilebilir. Buna göre bu açıların kosinüs ilişkileri (*direction cosines*) için;

$$\begin{aligned} \cos \alpha &= \cos (\mathbf{n}, x) = l \\ \cos \beta &= \cos (\mathbf{n}, y) = m \\ \cos \gamma &= \cos (\mathbf{n}, z) = n \end{aligned} \quad (4.2a)$$

olmak üzere xyz koordinat sistemi ile

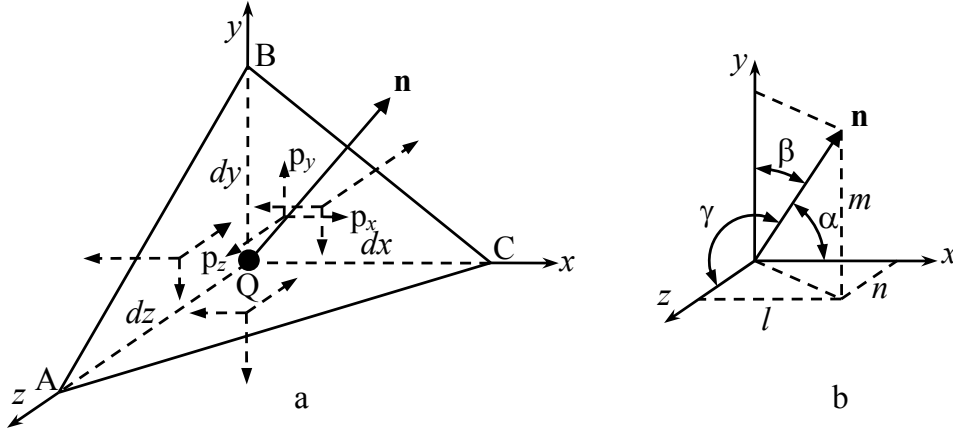
$$\begin{aligned} l_1 &= \cos (x', x), & m_1 &= \cos (x', y), & n_1 &= \cos (x', z) \\ l_2 &= \cos (y', x), & m_2 &= \cos (y', y), & n_2 &= \cos (y', z) \\ l_3 &= \cos (z', x), & m_3 &= \cos (z', y), & n_3 &= \cos (z', z) \end{aligned} \quad (4.2b)$$

açıları yapan bir $x'y'z'$ koordinat sistemindeki kosinüs yönlerini belirten elemanlar için

$$l_i^2 + m_i^2 + n_i^2 = 1 \quad i = 1, 2, 3 \quad (4.2c)$$

$$\begin{aligned}
l_1 l_2 + m_1 m_2 + n_1 n_2 &= 0 \\
l_2 l_3 + m_2 m_3 + n_2 n_3 &= 0 \\
l_1 l_3 + m_1 m_3 + n_1 n_3 &= 0
\end{aligned} \tag{4.2d}$$

ilişkileri yazılabilir.



Şekil 4.2. Üç yüzeyle eleman üzerindeki gerilme bileşenleri [111]

Şekil 4.2a’da gösterilen küçük bir üç yüzeyle eleman ele alındığında, kütle kuvvetleri ihmal edildiği takdirde; xyz koordinat sistemi ile Eş. 4.2b’de gösterilen açıları yapan bir $x'y'z'$ koordinat sistemindeki normal ve kayma gerilmesi bileşenleri,

$$\begin{aligned}
\sigma_{x'} &= \sigma_x l_1^2 + \sigma_y m_1^2 + \sigma_z n_1^2 + 2(\tau_{xy} l_1 m_1 + \tau_{yz} m_1 n_1 + \tau_{xz} l_1 n_1) \\
\sigma_{y'} &= \sigma_x l_2^2 + \sigma_y m_2^2 + \sigma_z n_2^2 + 2(\tau_{xy} l_2 m_2 + \tau_{yz} m_2 n_2 + \tau_{xz} l_2 n_2) \\
\sigma_{z'} &= \sigma_x l_3^2 + \sigma_y m_3^2 + \sigma_z n_3^2 + 2(\tau_{xy} l_3 m_3 + \tau_{yz} m_3 n_3 + \tau_{xz} l_3 n_3)
\end{aligned} \tag{4.3a}$$

$$\begin{aligned}
\tau_{x'y'} &= \sigma_x l_1 l_2 + \sigma_y m_1 m_2 + \sigma_z n_1 n_2 + \tau_{xy} (l_1 m_2 + m_1 l_2) + \tau_{yz} (m_1 n_2 + n_1 m_2) + \tau_{xz} (l_1 n_2 + n_1 l_2) \\
\tau_{y'z'} &= \sigma_x l_2 l_3 + \sigma_y m_2 m_3 + \sigma_z n_2 n_3 + \tau_{xy} (l_2 m_3 + m_2 l_3) + \tau_{yz} (m_2 n_3 + n_2 m_3) + \tau_{xz} (l_2 n_3 + n_2 l_3) \\
\tau_{x'z'} &= \sigma_x l_1 l_3 + \sigma_y m_1 m_3 + \sigma_z n_1 n_3 + \tau_{xy} (l_1 m_3 + m_1 l_3) + \tau_{yz} (m_1 n_3 + n_1 m_3) + \tau_{xz} (l_1 n_3 + n_1 l_3)
\end{aligned} \tag{4.3b}$$

biçiminde elde edilebilir.

Üç boyutlu durum için asal gerilmeler

3B durum için karşılıklı olarak birbirine dik durumdaki üç düzlemde sıfır kayma gerilmelerinin olduğu ve normal gerilmelerin ise maksimum veya minimum değerlere sahip olduğu düşünülürse; bu normal gerilmeler *asal gerilmeler* (σ_p) olarak adlandırılır ve büyükten küçüğe sırasıyla σ_1 , σ_2 ve σ_3 şeklinde gösterilir.

Üç asal gerilme ve üç asal düzlem için asal gerilmeler

$$\begin{aligned}(\sigma_x - \sigma_p)l + \tau_{xy}m + \tau_{xz}n &= 0 \\ \tau_{xy}l + (\sigma_y - \sigma_p)m + \tau_{yz}n &= 0 \\ \tau_{xz}l + \tau_{xy}m + (\sigma_z - \sigma_p)n &= 0\end{aligned}\tag{4.4}$$

ile bulunur. Bu ifade, karakteristik determinantın kosinüs ilişkileri yardımıyla düzenlenirse,

$$\begin{vmatrix} \sigma_x - \sigma_p & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{xy} & \sigma_y - \sigma_p & \tau_{yz} \\ \tau_{xz} & \tau_{yz} & \sigma_z - \sigma_p \end{vmatrix} = 0\tag{4.5}$$

şeklindeki matris gösterim elde edilir. Eş. 4.5, genişletildiğinde asal gerilmeler için,

$$\sigma_p^3 - I_1\sigma_p^2 - I_2\sigma_p - I_3 = 0\tag{4.6}$$

ifadesi bulunur. Eşitlikte yer alan I_1 , I_2 ve I_3 katsayıları ise

$$I_1 = \sigma_x + \sigma_y + \sigma_z\tag{4.7a}$$

$$I_2 = \sigma_x\sigma_y + \sigma_x\sigma_z + \sigma_y\sigma_z - \tau_{xy}^2 - \tau_{yz}^2 - \tau_{xz}^2\tag{4.7b}$$

$$I_3 = \begin{vmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{xy} & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{xz} & \tau_{yz} & \sigma_z \end{vmatrix} \quad (4.7c)$$

ile bulunur [111].

Eş. 4.6'da gösterilen kübik gerilme eşitliğinin kökleri asal gerilmeleri vermekle beraber, asal gerilmeler τ_{ij} gerilme tensörünün *karakteristik değerleri* veya *öz değerleridir* (*eigenvalues*). Gerilme tensörünün simetrik bir tensör olması sebebiyle bütün elemanları gerçektir ve gerçektir öz değerlere sahiptir. l , m ve n bileşenleri de τ_{ij} gerilme tensörünün *öz vektörleridir* (*eigenvectors*).

Maksimum distorsiyon enerjisi teorisi (von Mises kriteri)

Kırılma kriterlerinden maksimum distorsiyon enerjisi teorisine (*von Mises teorisi* olarak da bilinir) göre kırılma, malzemedeki akmanın bileşik gerilme halindeki birim hacme gelen distorsiyon enerjisinin, basit çekme deneyindeki akma noktasına (σ_{yp}) eşit olması halinde gerçekleşmektedir ($\sigma_{VM} \leq \sigma_{yp}$).

Buna göre *von Mises teorisi*, normal ve asal gerilmeler cinsinden sırasıyla,

$$\sigma_{VM} = \frac{1}{2} \sqrt{(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2} \quad (4.7)$$

$$\sigma_{VM} = \frac{1}{2} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2} \quad (4.8)$$

biçiminde ifade edilir.

4.1.2. Gerilme–gerinme ilişkileri

Şekil 4.1’de gösterilen dx , dy ve dz boyutlarındaki küpün hacmi dV ve x , y , z yönlerinde etki eden kuvvetler de sırasıyla f_x , f_y ve f_z olmak üzere; her bir gerilme, buna karşılık gelen alan ile çarpılır ve $\Sigma F_x = 0$, $\Sigma F_y = 0$ ve $\Sigma F_z = 0$ yazılacak olursa, $dV = dx dy dz$ için denge denklemleri,

$$\begin{aligned}\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{xz}}{\partial z} + f_x &= 0 \\ \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial z} + f_y &= 0 \\ \frac{\partial \tau_{xz}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} + f_z &= 0\end{aligned}\tag{4.9}$$

biçiminde yazılabilir.

u , v , w sırasıyla x , y ve z yönlerindeki yer değiştirme bileşeni olmak üzere; *normal* ve *kayma* gerinmeleri için

$$\varepsilon_x = \frac{\partial u}{\partial x}, \quad \varepsilon_y = \frac{\partial v}{\partial y}, \quad \varepsilon_z = \frac{\partial w}{\partial z}, \quad \gamma_{xy} = \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x}, \quad \gamma_{yz} = \frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y}, \quad \gamma_{xz} = \frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x} \tag{4.10}$$

elde edilir. γ_{xy} kayma gerinmesi için x ve y yönleri veya y ve x yönleri arasındaki açılal değişim aynı olup; $\gamma_{xy} = \gamma_{yx}$, $\gamma_{yz} = \gamma_{zy}$, $\gamma_{xz} = \gamma_{zx}$ yazılabilir.

Eş. 4.10, süreklilik mekaniğindeki gerinme–yer değiştirme ilişkilerini ifade etmektedir. $i, j = x, y, z$ olmak üzere, Eş. 4.10’un tensör cinsinden ifadesi de

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \tag{4.11}$$

biçimindedir. Buna göre $u_x = u$, $u_y = v$, $u_z = w$, $\varepsilon_{xx} = \varepsilon_x$, $x_x = x$, $\varepsilon_{xy} = \frac{1}{2} \gamma_{xy}$, $\varepsilon_{yz} = \frac{1}{2} \gamma_{yz}$, $\varepsilon_{xz} = \frac{1}{2} \gamma_{xz}$ ve $\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{ji}$ olur. Bir noktadaki gerilme, dokuz terimli gerilme tensörü ile gösterildiğinden; Eş. 4.11'e göre dokuz bileşenli gerilme tensörü de,

$$[\varepsilon_{ij}] = \begin{bmatrix} \varepsilon_{xx} & \varepsilon_{xy} & \varepsilon_{xz} \\ \varepsilon_{yx} & \varepsilon_{yy} & \varepsilon_{yz} \\ \varepsilon_{zx} & \varepsilon_{zy} & \varepsilon_{zz} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \varepsilon_x & \frac{1}{2}\gamma_{xy} & \frac{1}{2}\gamma_{xz} \\ \frac{1}{2}\gamma_{yx} & \varepsilon_y & \frac{1}{2}\gamma_{yz} \\ \frac{1}{2}\gamma_{zx} & \frac{1}{2}\gamma_{zy} & \varepsilon_z \end{bmatrix} \quad (4.12)$$

şeklinde ifade edilebilir.

Küçük gerilmeler için gerilme ve yer değiştirmeler arasındaki ilişki,

$$\{\mathbf{u}\} = [u \quad v \quad w]^T \quad (4.13a)$$

$$\{\boldsymbol{\varepsilon}\} = [\varepsilon_x \quad \varepsilon_y \quad \varepsilon_z \quad \gamma_{xy} \quad \gamma_{yz} \quad \gamma_{zx}]^T \quad (4.13b)$$

$$[\mathbf{D}] = \begin{bmatrix} \frac{\partial}{\partial x} & 0 & 0 & \frac{\partial}{\partial y} & 0 & \frac{\partial}{\partial z} \\ 0 & \frac{\partial}{\partial y} & 0 & \frac{\partial}{\partial x} & \frac{\partial}{\partial z} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\partial}{\partial z} & 0 & \frac{\partial}{\partial y} & \frac{\partial}{\partial x} \end{bmatrix}^T \quad (4.13c)$$

olmak üzere

$$\{\boldsymbol{\varepsilon}\} = [\mathbf{D}]\{\mathbf{u}\} \quad (4.14)$$

biçiminde de tanımlanabilir [112].

Lineer elastik malzemeler için gerilme–gerinme ilişkileri *Hooke* kanunundan gelmektedir. Buna göre izotropik malzemeler için *Young modülü*, E (veya *elastisite*

modülü) ve *Poisson oranı*, ν olmak üzere iki malzeme özelliği söz konusudur. *Kayma modülü* (G), $G = E / [2(1+\nu)]$ ile gösterilirse, *Hooke* kanuna göre izotropik homojen malzemeler için x , y ve z yönlerindeki gerilme ile gerinme arasındaki ilişkiler,

$$\begin{aligned}\varepsilon_x &= \frac{1}{E} [\sigma_x - \nu(\sigma_y + \sigma_z)] & \gamma_{xy} &= \frac{2(1+\nu)}{E} \tau_{xy} \\ \varepsilon_y &= \frac{1}{E} [\sigma_y - \nu(\sigma_x + \sigma_z)] & \text{ve} \quad \gamma_{yz} &= \frac{2(1+\nu)}{E} \tau_{yz} \\ \varepsilon_z &= \frac{1}{E} [\sigma_z - \nu(\sigma_x + \sigma_y)] & \gamma_{xz} &= \frac{2(1+\nu)}{E} \tau_{xz}\end{aligned}\quad (4.15)$$

biçiminde tanımlanabilir. Buna göre $3B$ için *gerilme–gerinme ilişkileri*,

$$\begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_z \\ \tau_{xy} \\ \tau_{yz} \\ \tau_{zx} \end{Bmatrix} = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \begin{bmatrix} 1-\nu & \nu & \nu & 0 & 0 & 0 \\ \nu & 1-\nu & \nu & 0 & 0 & 0 \\ \nu & \nu & 1-\nu & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{(1-2\nu)}{2} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{(1-2\nu)}{2} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{(1-2\nu)}{2} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \varepsilon_z \\ \gamma_{xy} \\ \gamma_{yz} \\ \gamma_{zx} \end{Bmatrix} \quad (4.16)$$

şeklinde veya

$$\{\boldsymbol{\sigma}\} = [\sigma_x \quad \sigma_y \quad \sigma_z \quad \tau_{xy} \quad \tau_{yz} \quad \tau_{zx}]^T \quad (4.17a)$$

$$[\mathbf{E}] = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \begin{bmatrix} 1-\nu & \nu & \nu & 0 & 0 & 0 \\ \nu & 1-\nu & \nu & 0 & 0 & 0 \\ \nu & \nu & 1-\nu & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{(1-2\nu)}{2} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{(1-2\nu)}{2} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{(1-2\nu)}{2} \end{bmatrix} \quad (4.17b)$$

$$\begin{aligned}\{\epsilon\} &= \left[\frac{\partial u}{\partial x} \frac{\partial v}{\partial y} \frac{\partial w}{\partial z} \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y} \frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x} \right]^T \\ &= [\epsilon_x \quad \epsilon_y \quad \epsilon_z \quad \gamma_{xy} \quad \gamma_{yz} \quad \gamma_{zx}]^T\end{aligned}\quad (4.17c)$$

olmak üzere

$$\{\sigma\} = [E] \{\epsilon\} \quad (4.18)$$

biçiminde tanımlanabilir [113].

4.2. Sonlu Elemanlar Analizi

FEM, karmaşık olan problemlerin daha basit alt problemlere ayrılarak, her birinin kendi içinde çözülmesiyle tam çözümün bulunduğu bir çözüm metodudur. Bir anlamda, bilgisayar çözümüne uyarlanarak matris formunda ifade edilen denklemlerin kullanıldığı sayısal bir tekniktir. FEM'in temeli uçakların yapısal analizindeki gelişmelere dayanmaktadır. Sonlu elemanlar terimi ilk defa 1960 yılında *Clough* tarafından kullanıldı. 1960'ların ilk yıllarında mühendisler bu yöntemi gerilme analizlerinde, akışkanlar mekaniğinde, ısı transferinde ve diğer alanlarda kullanmışlardır.

FEM'in kullanılması ve bilgisayarların sanayiye girmesiyle, bugüne kadar ancak pahalı deneysel yöntemlerle incelenebilen bir çok makina elemanının (motor blokları, pistonlar vs.) kolayca incelenebilmesi, hatta çizim esnasında mukavemet analizlerinin kısa bir sürede yapılarak optimum tasarımın gerçekleştirilmesi mümkün olabilmektedir. Günümüzde bilgisayarların hızla gelişmesi, daha hızlı ve kapasiteli bilgisayarların kullanılıyor olması, bu yöntemin mühendisler ve işletmeciler tarafından kullanımını arttırmıştır.

Temel olarak FEM'de üç ana unsur bulunmaktadır [114]:

Birincisi, geometrik olarak karmaşık olan çözüm bölgesi sonlu elemanlar olarak adlandırılan geometrik olarak basit alt bölgelere ayrılır.

İkincisi, her elemandaki sürekli fonksiyonlar, cebirsel polinomların doğrusal kombinasyonu olarak tanımlanabileceği kabul edilir.

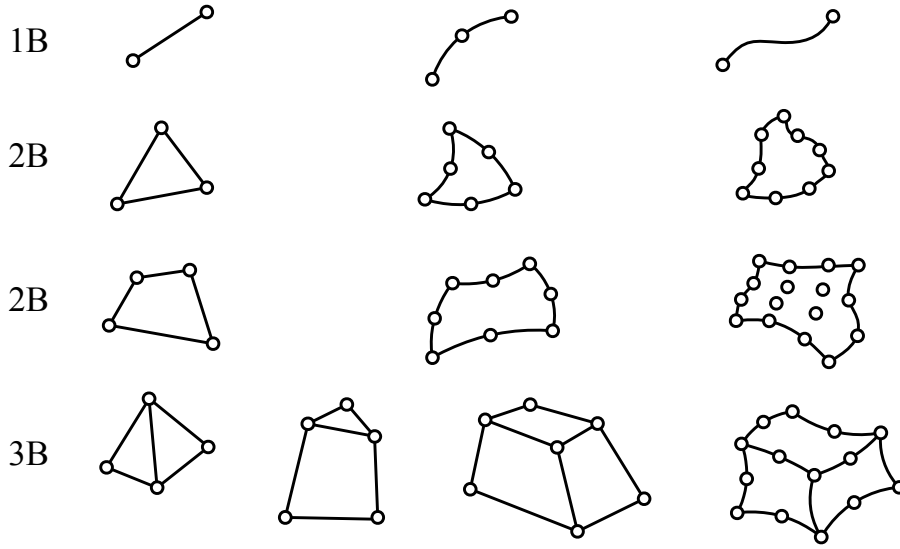
Üçüncüsü ise aranan değerlerin her eleman içinde sürekli olan tanım denklemlerinin belirli noktalardaki (düğüm noktaları) değerlerin elde edilmesi problemin çözümünde yeterli olur.

Genel olarak bir FEM uygulamasında temel olarak izlenen adımlar şu şekilde sıralanabilir [114]:

- i) Cismin sonlu elemanlara bölünmesi,
- ii) İnterpolasyon fonksiyonlarının seçimi,
- iii) Eleman direngenlik matrislerinin oluşturulması,
- iv) Sistem direngenlik matrisinin hesaplanması,
- v) Sisteme etki eden kuvvetlerin bulunması,
- vi) Sınır şartlarının belirlenmesi,
- vii) Sistem denklemlerinin çözümü

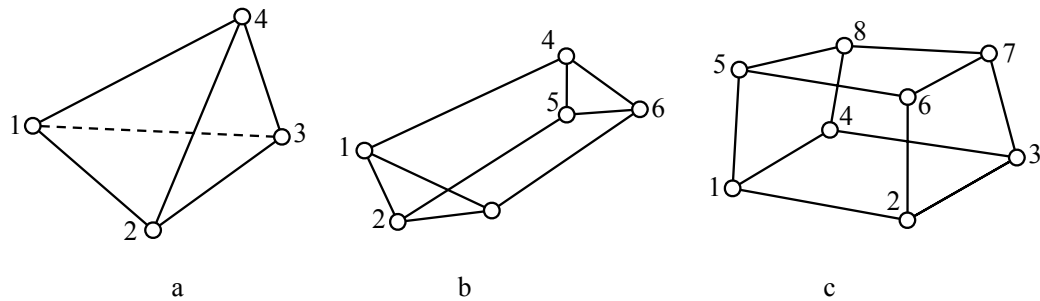
4.2.1. FEM’de kullanılan elemanlar

Sonlu eleman problemlerinin çözümünde ilk adım, eleman tipinin belirlenmesi ve çözüm bölgesinin elemanlara ayrılmasıdır. Çözüm bölgesinin geometrik yapısı belirlenerek, bu geometrik yapıya en uygun elemanlar seçilir. Çözüm sonucunda gerçek çözüme yaklaşma açısından, seçilen elemanların çözüm bölgesini temsil etme oranı son derece önemlidir. FEM’de kullanılan elemanlar boyutlarına göre temel olarak üç gruba ayrılabilir: *Tek boyutlu elemanlar (1B)*, *iki boyutlu (2B) elemanlar* ve *3B elemanlar* (Şekil 4.3).

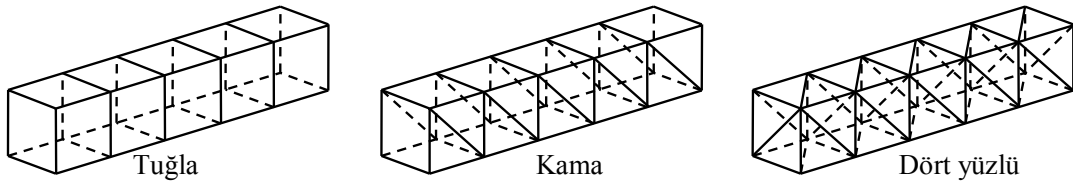


Şekil 4.3. Sonlu eleman analizlerinde kullanılan bazı elemanlar [115]

2B sonlu elemanlarda dörtgen (*quadrilateral*) ve üçgen olmak üzere iki standard geometri vardır. Beş veya altı kenarlı çokgenler gibi diğer bütün geometrik yapılar, standard olmayan veya özel yapılar olarak adlandırılır. 3B sonlu elemanlar ise değişiklik arz etmekte olup; bunların dört yüzlü (*tetrahedron*) (Şekil 4.4a), kama (*wedge*) (Şekil 4.4b) ve altı yüzlü veya tuğla (*hexahedron, brick*) (Şekil 4.4c) olarak adlandırılan üç tane standard geometrik yapısı bulunmaktadır. Bu yapıların her bir köşede 3 yüzey birleşecek şekilde sırasıyla 4, 6 ve 8 köşesi (*düğümü*) vardır. Bu elemanlar, topolojik olarak düzenli ağ oluşturmak için kullanılabilir (Şekil 4.5).

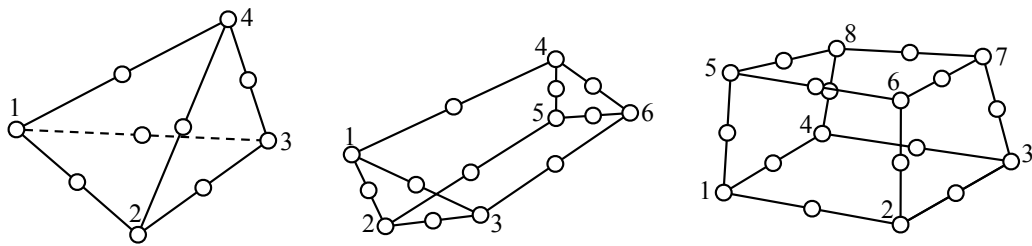


Şekil 4.4. Üç standard katı eleman geometrisi [116]



Şekil 4.5. Dört yüzlü, kama ve altı yüzlü elemanlar kullanarak düzenli 3B ağların yapılması [116]

Standard elemanlarda ilave düğümler de kullanılabilir. Örneğin Şekil 4.6'da gösterildiği gibi; Şekil 4.4'te gösterilen dört yüzlü, kama ve altı yüzlü elemanların kenarlarının orta noktalarında da ilave düğümler bulunabilir. Bu ilave düğümler, gerilme analizlerinde daha yaklaşık doğru çözümlere ulaşılmasını sağlamaktadır.



Şekil 4.6. Standard elemanlarda ilave düğümlerin kullanımı [116]

Çözüm bölgesi sınırlarının eğri denklemleri ile tanımlanması halinde; kenarları birer doğru olan bu elemanların, çözüm bölgesini tam olarak tanımlaması mümkün olmayacaktır. Bu durumda çözüm bölgesini gerekli hassasiyette tanımlamak için eleman boyutları küçültülecek ve dolayısıyla eleman sayıları arttırılacaktır. Ancak eleman sayısını arttırmak, çözüm için ilave bilgisayar kapasitesi ve zaman gerektirecektir. Bu sebeple çözüm bölgesi, eğri denklemleri ile tanımlanan sınırlara uyum sağlayacak eğri kenarlı elemanlara ayrılmalıdır. Böylece çözüm bölgesi daha iyi tanımlanacak ve daha az sayıda eleman kullanılacaktır.

4.2.2. İzoparametrik tanımlama ve yer değiştirme interpolasyonu

Düğümelerin *izoparametrik* tanımlaması; çözüm bölgesini daha iyi tanımlamak ve böylece daha az sayıda eleman kullanmak, eleman üzerindeki her bir düğüm için

gerekli serbestlik derecelerine ait benzer bilgileri daha iyi ifade etmek amacıyla yapılır. Bu şekilde düğümlere ait özellikler çeşitli alt indislerle tanımlanabilir. Örneğin N_i , i nci düğümün $\{x_i, y_i, z_i\}$ olarak koordinatlarını göstermekte olup; elemandan elemana değişen doğal koordinatları ifade etmektedir.

Felippa ve Clough [115–117] tarafından ifade edilen izoparametrik notasyon, eleman geometrisi ve yer değiştirmeleri,

$$\begin{bmatrix} I \\ x \\ y \\ z \\ u \\ v \\ w \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} I & I & I & \dots & 1 & 1 \\ x_1 & x_2 & x_3 & \dots & x_{n-1} & x_n \\ y_1 & y_2 & y_3 & \dots & y_{n-1} & y_n \\ z_1 & z_2 & z_3 & \dots & z_{n-1} & z_n \\ u_1 & u_2 & u_3 & \dots & u_{n-1} & u_n \\ v_1 & v_2 & v_3 & \dots & v_{n-1} & v_n \\ w_1 & w_2 & w_3 & \dots & w_{n-1} & w_n \end{bmatrix} \begin{bmatrix} N_1 \\ N_2 \\ N_3 \\ N_4 \\ \vdots \\ N_{n-1} \\ N_n \end{bmatrix} \quad (4.19)$$

biçiminde tanımlanmaktadır. Matris gösterimindeki 7 satır bütünlük şartlarını ifade etmekte olup; bütünlük şartları,

$$\begin{aligned} I &= \sum_{i=1}^n N_i, & x &= \sum_{i=1}^n x_i N_i, & y &= \sum_{i=1}^n y_i N_i, & z &= \sum_{i=1}^n z_i N_i \\ u &= \sum_{i=1}^n u_i N_i, & v &= \sum_{i=1}^n v_i N_i, & w &= \sum_{i=1}^n w_i N_i \end{aligned} \quad (4.20)$$

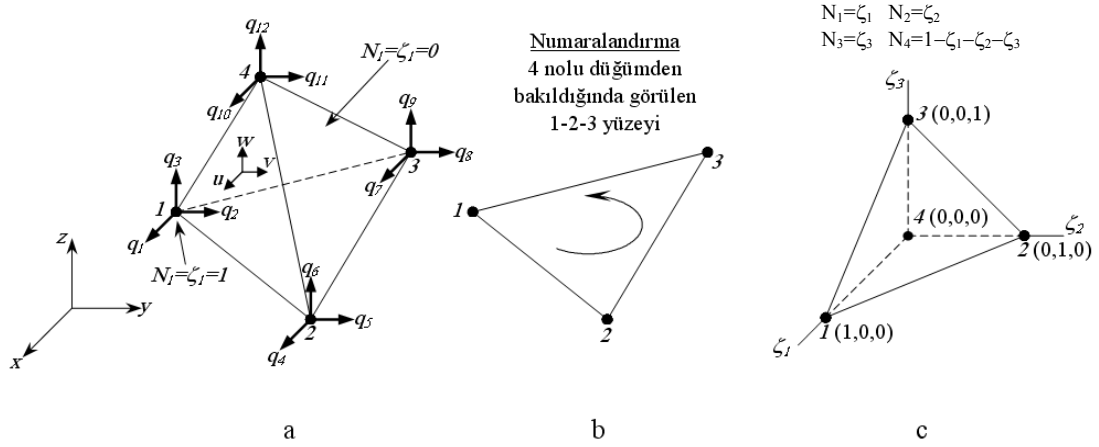
biçiminde *şekil fonksiyonları* ile ifade edilebilir.

Şekil fonksiyonları

Lineer dört yüzlü

Şekil 4.7a’da gösterilen lineer dört yüzlünün geometrisi, genel koordinat sistemine (x, y, z) göre 4 köşedeki düğümlerin konumlarıyla tanımlanır. Dört yüzlünün

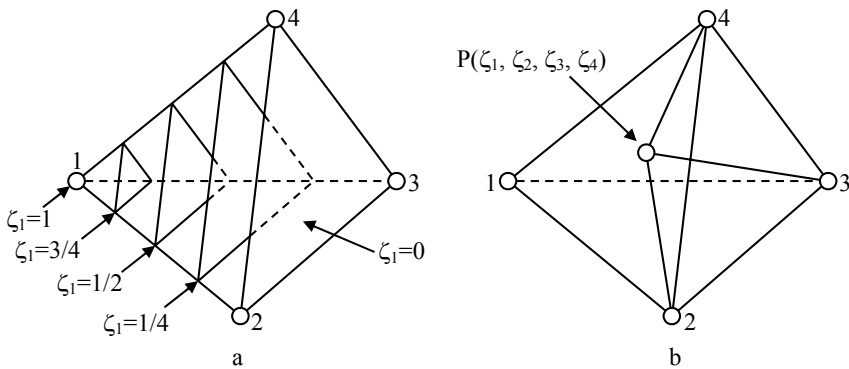
parametrik koordinatları $\zeta_1, \zeta_2, \zeta_3, \zeta_4$ olarak gösterilir. ζ_i değeri, i köşesinde 1 ve diğer 3 köşede sıfırdır (Şekil 4.7c).



Şekil 4.7. Lineer dört yüzlü [116]

a) Eleman geometrisi b) Numaralandırma yönü c) Parametrik koordinatları

Şekil 4.8'de ζ_1 doğal koordinatının geometrik açıklaması gösterilmiştir. Buna göre, $\zeta_1 = C$ (C , 0 ile 1 arasında bir sayıdır), 234 yüzeyine paralel bir düzlemin eşitliğidir (Şekil 4.8a). Şekil 4.8b'deki hacmi V olan dört yüzlü içindeki $\zeta_1, \zeta_2, \zeta_3, \zeta_4$ koordinatlarında bir P noktası düşünülürse, hacimleri V_1, V_2, V_3 ve V_4 olan sırasıyla 234P, 341P, 412P ve 123P olacak şekilde 4 tane alt dört yüzlü elde edilir. Buna göre $\zeta_i = V_i / V$ olur.



Şekil 4.8. Lineer dört yüzlünün $\zeta_1, \zeta_2, \zeta_3, \zeta_4$ doğal koordinatları [116]

Elemanın geometrik tanımı, dört yüzlünün parametrik koordinatları cinsinden

$$\begin{bmatrix} 1 \\ x \\ y \\ z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 & 1 \\ x_1 & x_2 & x_3 & x_4 \\ y_1 & y_2 & y_3 & y_4 \\ z_1 & z_2 & z_3 & z_4 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \zeta_1 \\ \zeta_2 \\ \zeta_3 \\ \zeta_4 \end{bmatrix} \quad (4.21)$$

ile tanımlanır. u, v, w sırasıyla x, y, z yönlerindeki yer değiştirme bileşenleri ise

$$\begin{aligned} u &= q_1 N_1^{(e)} + q_4 N_2^{(e)} + q_7 N_3^{(e)} + q_{10} N_4^{(e)} = q_1 \zeta_1 + q_4 \zeta_2 + q_7 \zeta_3 + q_{10} \zeta_4 \\ v &= q_2 N_1^{(e)} + q_5 N_2^{(e)} + q_8 N_3^{(e)} + q_{11} N_4^{(e)} = q_2 \zeta_1 + q_5 \zeta_2 + q_8 \zeta_3 + q_{11} \zeta_4 \\ w &= q_3 N_1^{(e)} + q_6 N_2^{(e)} + q_9 N_3^{(e)} + q_{12} N_4^{(e)} = q_3 \zeta_1 + q_6 \zeta_2 + q_9 \zeta_3 + q_{12} \zeta_4 \end{aligned} \quad (4.22)$$

biçiminde gösterilir. Burada $u_1 = q_1 N_1^{(e)}$ olup, 1 no'lu düğümde x yönünde oluşan yer değiştirmeyi göstermektedir. Buna göre genel yer değiştirme, matris formunda

$$\begin{bmatrix} u \\ v \\ w \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} u_1 & u_2 & u_3 & u_4 \\ v_1 & v_2 & v_3 & v_4 \\ w_1 & w_2 & w_3 & w_4 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \zeta_1 \\ \zeta_2 \\ \zeta_3 \\ \zeta_4 \end{bmatrix} \quad (4.23)$$

şeklinde gösterilebilir. Temel düşünce, eleman geometrisi ve problemin bilinmeyenlerini göstermek için şekil fonksiyonlarını kullanmaktır. Doğal koordinatlar (dört yüzlü için dört yüzlünün koordinatları), şekil fonksiyonlarını tanımlayan parametreler olarak görülebilir. Eş. 4.21 ile Eş. 4.23 birleştirilirse; elastik bir eleman olarak dört düğümlü dört yüzlünün izoparametrik tanımı için

$$\begin{bmatrix} 1 \\ x \\ y \\ z \\ u \\ v \\ w \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 & 1 \\ x_1 & x_2 & x_3 & x_4 \\ y_1 & y_2 & y_3 & y_4 \\ z_1 & z_2 & z_3 & z_4 \\ u_1 & u_2 & u_3 & u_4 \\ v_1 & v_2 & v_3 & v_4 \\ w_1 & w_2 & w_3 & w_4 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \zeta_1 \\ \zeta_2 \\ \zeta_3 \\ \zeta_4 \end{bmatrix} \quad (4.24)$$

yazılabilir. Elemanda meydana gelen şekil değiştirmeyi bulabilmek için şekil fonksiyonlarına ihtiyaç vardır. Şekil fonksiyonları düğüm deplasmanları ile düğüm deplasmanları arasındaki ilişkiyi tanımlamaktadır. Dört yüzünün koordinatları, Eş. 4.21 yardımıyla eleman geometrisini tanımlamaktadır. Eş. 4.22'deki yer değiştirme ifadesi ise şekil fonksiyonları tarafından tanımlanmaktadır. Bir dört yüzlü elemanın parametrik ifadesi, Şekil 4.9'da şematik olarak gösterilmiştir.



Şekil 4.9. Dört yüzlü elemanın izoparametrik gösterimi [116]

Lineer dört yüzlü eleman için düğümlere ait yer değiştirme vektörü

$$\{\mathbf{q}\} = [q_1 \ q_2 \ q_3 \ \dots \ q_{12}]^T \quad (4.25)$$

şeklindedir. Buna göre genel yer değiştirme,

$$\begin{Bmatrix} u \\ v \\ w \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} N_1 & 0 & 0 & N_2 & 0 & 0 & N_3 & 0 & 0 & N_4 & 0 & 0 \\ 0 & N_1 & 0 & 0 & N_2 & 0 & 0 & N_3 & 0 & 0 & N_4 & 0 \\ 0 & 0 & N_1 & 0 & 0 & N_2 & 0 & 0 & N_3 & 0 & 0 & N_4 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} q_1 \\ q_2 \\ q_3 \\ \dots \\ q_{12} \end{Bmatrix} \quad (4.26)$$

veya matris formunda

$$\{\mathbf{u}\} = [\mathbf{N}]\{\mathbf{q}\} \quad (4.27)$$

biçiminde gösterilir. Burada $[\mathbf{N}]$ şekil fonksiyonları matrisi olup dört düğümlü lineer dört yüzlü eleman için şekil fonksiyonları aşağıdaki gibidir:

$$N_1^{(e)} = \zeta_1, \quad N_2^{(e)} = \zeta_2, \quad N_3^{(e)} = \zeta_3, \quad N_4^{(e)} = \zeta_4 = 1 - \zeta_1 - \zeta_2 - \zeta_3 \quad (4.28)$$

Kuadratik üçgen

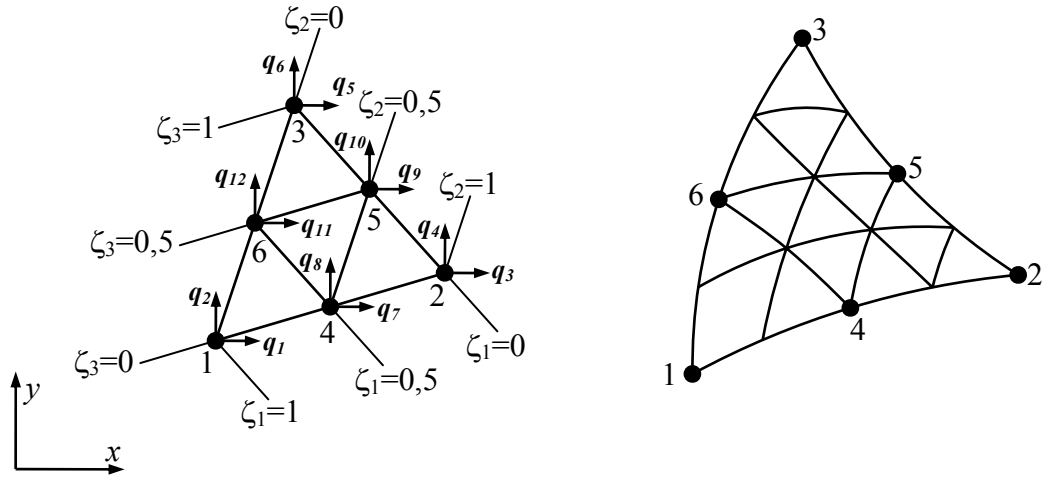
Şekil 4.10a'da gösterilen 6 düğümlü üçgen, izoparametrik üçgen ailesinin bir elemanıdır ve lineer dört yüzlü için anlatılan prosedüre benzer olarak izoparametrik tanımı,

$$\begin{Bmatrix} 1 \\ x \\ y \\ u \\ v \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 \\ x_1 & x_2 & x_3 & x_4 & x_5 & x_6 \\ y_1 & y_2 & y_3 & y_4 & y_5 & y_6 \\ u_1 & u_2 & u_3 & u_4 & u_5 & u_6 \\ v_1 & v_2 & v_3 & v_4 & v_5 & v_6 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} N_1^{(e)} \\ N_2^{(e)} \\ N_3^{(e)} \\ N_4^{(e)} \\ N_5^{(e)} \\ N_6^{(e)} \end{Bmatrix} \quad (4.29)$$

ile yapılabilir. Şekil fonksiyonları ise Şekil 4.10a yardımıyla,

$$\begin{aligned}
N_1^{(e)} &= \zeta_1(2\zeta_1 - 1), & N_2^{(e)} &= \zeta_2(2\zeta_2 - 1), & N_3^{(e)} &= \zeta_3(2\zeta_3 - 1), \\
N_4^{(e)} &= 4\zeta_1\zeta_2, & N_5^{(e)} &= 4\zeta_2\zeta_3, & N_6^{(e)} &= 4\zeta_3\zeta_1
\end{aligned} \tag{4.30}$$

ile tanımlanabilir. Burada $\zeta_3 = 1 - \zeta_1 - \zeta_2$ 'dir ve buna göre $\zeta_1 + \zeta_2 + \zeta_3 = 1$ yazılabilir. Üçgen eleman 4, 5 ve 6 ara düğümlerinin konumlarıyla tanımlanan parabolik kenarlara sahip olabilir (Şekil 4.10b).



Şekil 4.10. Altı düğümlü üçgen eleman
a) Lineer düzgün üçgen b) Kuadratik üçgen eleman

Şekil 4.10a'da gösterilen altı düğümlü üçgen eleman için düğümlere ait yer değiştirme vektörü,

$$\{\mathbf{q}\} = [q_1 \ q_2 \ q_3 \ \dots \ q_{12}]^T \tag{4.31}$$

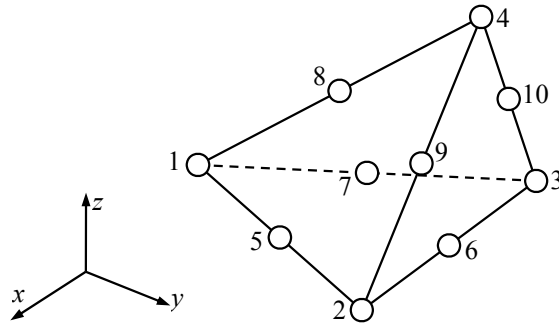
şeklindedir. Buna göre genel yer değiştirme,

$$\begin{Bmatrix} u \\ v \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} N_1 & 0 & N_2 & 0 & N_3 & 0 & N_4 & 0 & N_5 & 0 & N_6 & 0 \\ 0 & N_1 & 0 & N_2 & 0 & N_3 & 0 & N_4 & 0 & N_5 & 0 & N_6 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} q_1 \\ q_2 \\ q_3 \\ q_4 \\ \vdots \\ q_{12} \end{Bmatrix} \tag{4.32}$$

biçiminde gösterilir.

Kuadratik dört yüzlü

Şekil 4.11’de gösterilen *kuadratik dört yüzlü eleman*, 10 düğümlü dört yüzlü eleman olarak da adlandırılır (*ANSYS*’de ise *SOLID 92* olarak adlandırılır). Bu elemanın eğrisel yüzeyleri ve kenarları bulunabilir. Elemanın izoparametrik tanımı, 6 düğümlü üçgen için tanımlanan izoparametrik tanıma benzemektedir.



Şekil 4.11. On düğümlü dört yüzlü eleman

Şekil 4.11’de gösterilen 10 düğümlü dört yüzlü eleman, izoparametrik dört yüzlü ailesinin tam polinomlu bir elemanıdır. Elemanın 1, 2, 3 ve 4 numaralı düğümler olmak üzere 4 köşesi vardır. 5, 6, 7, 8, 9 ve 10 numaralı düğümler ise sırasıyla 1-2, 2-3, 3-1, 1-4, 2-4 ve 3-4 kenarları üzerinde bulunan ara düğümlerdir. Dört yüzünün her bir yüzeyi, hepside bir düzlemde bulunması gerekmeyen 6 düğümlle tanımlanır.

10 düğümlü dört yüzlü elemanın izoparametrik eleman tanımı,

$$\begin{bmatrix} I \\ x \\ y \\ z \\ u \\ v \\ w \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} I & I & I & I & \dots & 1 \\ x_1 & x_2 & x_3 & x_4 & \dots & x_{10} \\ y_1 & y_2 & y_3 & y_4 & \dots & y_{10} \\ z_1 & z_2 & z_3 & z_4 & \dots & z_{10} \\ u_1 & u_2 & u_3 & u_4 & \dots & u_{10} \\ v_1 & v_2 & v_3 & v_4 & \dots & v_{10} \\ w_1 & w_2 & w_3 & w_4 & \dots & w_{10} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} N_1^{(e)} \\ N_2^{(e)} \\ N_3^{(e)} \\ N_4^{(e)} \\ \vdots \\ N_9^{(e)} \\ N_{10}^{(e)} \end{bmatrix} \quad (4.33)$$

ile yapılır. 10 düğümlü dört yüzlünün şekil fonksiyonları ise

$$\begin{aligned} N_1^{(e)} &= \zeta_1(2\zeta_1 - 1), & N_2^{(e)} &= \zeta_2(2\zeta_2 - 1) \\ N_3^{(e)} &= \zeta_3(2\zeta_3 - 1), & N_4^{(e)} &= \zeta_4(2\zeta_4 - 1) \\ N_5^{(e)} &= 4\zeta_1\zeta_2, & N_6^{(e)} &= 4\zeta_2\zeta_3 \\ N_7^{(e)} &= 4\zeta_3\zeta_1, & N_8^{(e)} &= 4\zeta_1\zeta_4 \\ N_9^{(e)} &= 4\zeta_2\zeta_4, & N_{10}^{(e)} &= 4\zeta_3\zeta_4 \end{aligned} \quad (4.34)$$

şeklinde tanımlanır [116, 118,119].

Şekil 4.11’de gösterilen 10 düğümlü dört yüzlü elemanın serbestlik derecesi, her bir düğüm için 3 tane olmak üzere toplam 30’dur:

$$\{\mathbf{q}\} = [q_1 \ q_2 \ q_3 \ \dots \ q_{28} \ q_{29} \ q_{30}]^T \quad (4.35)$$

Genel yer değiştirme ise,

$$\begin{Bmatrix} u \\ v \\ w \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} N_1 & 0 & 0 & N_2 & 0 & 0 & N_3 & 0 & 0 & \dots & N_{10} & 0 & 0 \\ 0 & N_1 & 0 & 0 & N_2 & 0 & 0 & N_3 & 0 & \dots & 0 & N_{10} & 0 \\ 0 & 0 & N_1 & 0 & 0 & N_2 & 0 & 0 & N_3 & \dots & 0 & 0 & N_{10} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} q_1 \\ q_2 \\ q_3 \\ \vdots \\ q_{30} \end{Bmatrix} \quad (4.36a)$$

veya

$$N_i = \begin{bmatrix} N_i & 0 & 0 \\ 0 & N_i & 0 \\ 0 & 0 & N_i \end{bmatrix} \quad (i = 1, 2, 3, \dots, 9, 10)$$

olmak üzere

$$\begin{Bmatrix} u \\ v \\ w \end{Bmatrix} = [N_1 | N_2 | N_3 | N_4 | N_5 | N_6 | N_7 | N_8 | N_9 | N_{10}] \begin{Bmatrix} q_1 \\ q_2 \\ \vdots \\ q_{30} \end{Bmatrix} \quad (4.36b)$$

biçimindedir. Ayrıca $\{\mathbf{u}\}$, genel yer değiştirme vektörü; $[\mathbf{N}]$, şekil fonksiyonları ve $\{\mathbf{q}\}$, düğümlere ait yer değiştirme vektörü olmak üzere; genel yer değiştirme ile düğümlere ait yer değiştirmeler arasında Eş. 4.27’de verilen ilişki de yazılabilir. Buna göre elemandaki yer değiştirmeler, her bir düğümdeki yer değiştirme ve şekil fonksiyonları kullanılarak,

$$\begin{aligned} u &= N_1 q_1 + N_2 q_4 + N_3 q_7 + N_4 q_{10} + N_5 q_{13} + N_6 q_{16} + N_7 q_{19} + N_8 q_{22} + N_9 q_{25} + N_{10} q_{28} \\ v &= N_1 q_2 + N_2 q_5 + N_3 q_8 + N_4 q_{11} + N_5 q_{14} + N_6 q_{17} + N_7 q_{20} + N_8 q_{23} + N_9 q_{26} + N_{10} q_{29} \\ w &= N_1 q_3 + N_2 q_6 + N_3 q_9 + N_4 q_{12} + N_5 q_{15} + N_6 q_{18} + N_7 q_{21} + N_8 q_{24} + N_9 q_{27} + N_{10} q_{30} \end{aligned} \quad (4.37)$$

şeklinde yazılabilir. Aynı şekilde x , y , z koordinatları, aynı şekil fonksiyonlarını kullanmak suretiyle,

$$\begin{aligned} x &= N_1 x_1 + N_2 x_2 + N_3 x_3 + N_4 x_4 + N_5 x_5 + N_6 x_6 + N_7 x_7 + N_8 x_8 + N_9 x_9 + N_{10} x_{10} \\ y &= N_1 y_1 + N_2 y_2 + N_3 y_3 + N_4 y_4 + N_5 y_5 + N_6 y_6 + N_7 y_7 + N_8 y_8 + N_9 y_9 + N_{10} y_{10} \\ z &= N_1 z_1 + N_2 z_2 + N_3 z_3 + N_4 z_4 + N_5 z_5 + N_6 z_6 + N_7 z_7 + N_8 z_8 + N_9 z_9 + N_{10} z_{10} \end{aligned} \quad (4.38)$$

biçiminde, düğüm koordinatları cinsinden ifade edilebilir.

4.2.3. Eleman rijitlik matrisi

Eleman rijitlik (direngenlik) matrisini elde edebilmek için gerinme–yer değiştirme matrisinin bilinmesi gereklidir. Buna göre gerinme sebebiyle meydana gelen yer değiştirme için Eş. 4.13, Eş. 4.14, Eş. 4.26 ve Eş. 4.27 kullanılarak,

$$\{\epsilon\} = [D] [N] \{q\} = [B] \{q\} \quad (4.39)$$

ilişkisi yazılabilir. Gerinme–yer değiştirme matrisi $[B]$, yer değiştirmenin tanımlandığı elemandaki gerinmelerin interpolasyonu ile elde edilir. Eleman rijitlik matrisinin hesaplanabilmesi için doğal koordinatlar ile geometrik koordinatlar arasında dönüşüm yapılması gerekmektedir. Buna göre i düğümündeki gerinme nedeniyle meydana gelen yer değiştirme için gerinme–yer değiştirme matrisi $[B]$; $[D]$ ve $[N]$ matris çarpımına eşit olup,

$$[B]_i = \begin{bmatrix} \frac{\partial N_i}{\partial x} & 0 & 0 & \frac{\partial N_i}{\partial y} & 0 & \frac{\partial N_i}{\partial z} \\ 0 & \frac{\partial N_i}{\partial y} & 0 & \frac{\partial N_i}{\partial x} & \frac{\partial N_i}{\partial z} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\partial N_i}{\partial z} & 0 & \frac{\partial N_i}{\partial y} & \frac{\partial N_i}{\partial x} \end{bmatrix}^T \quad (4.40)$$

biçimindedir. Doğal koordinatları geometrik koordinatlara dönüştürmek için $[J]$ Jacobian matrisi kullanılır. *Kuadratik dört yüzlü eleman* için Jacobian matrisinin elde edilebilmesi için bir dizi kısmi türev hesaplamalarının yapılması gerekmektedir.

Kısmi türev hesaplamaları

Bir $w(\zeta_1, \zeta_2, \zeta_3, \zeta_4)$ skaler fonksiyonu, şekil fonksiyonları Eş. 4.34'te gösterilen 10 düğümlü dört yüzlü üzerinde kuadratik olarak interpolate edilirse;

$$w = [w_1 \quad w_2 \quad w_3 \quad \dots \quad w_8 \quad w_9 \quad w_{10}] \begin{bmatrix} \zeta_1(2\zeta_1-1) \\ \zeta_2(2\zeta_2-1) \\ \zeta_3(2\zeta_3-1) \\ \zeta_4(2\zeta_4-1) \\ 4\zeta_1\zeta_2 \\ \vdots \\ 4\zeta_2\zeta_4 \\ 4\zeta_3\zeta_4 \end{bmatrix} \quad (4.39)$$

elde edilir. w sembolü, izoparametrik gösterimdeki x, y, z, u, v veya w 'yi ifade etmektedir. x, y, z 'ye göre kısmi türevleri alınır ve zincir kuralı 2 defa uygulanırsa;

$$\begin{aligned} \frac{\partial w}{\partial x} &= \sum w_i \frac{\partial N_i}{\partial x} = \sum w_i \left(\frac{\partial N_i}{\partial \zeta_1} \frac{\partial \zeta_1}{\partial x} + \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_2} \frac{\partial \zeta_2}{\partial x} + \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_3} \frac{\partial \zeta_3}{\partial x} + \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_4} \frac{\partial \zeta_4}{\partial x} \right) \\ \frac{\partial w}{\partial y} &= \sum w_i \frac{\partial N_i}{\partial y} = \sum w_i \left(\frac{\partial N_i}{\partial \zeta_1} \frac{\partial \zeta_1}{\partial y} + \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_2} \frac{\partial \zeta_2}{\partial y} + \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_3} \frac{\partial \zeta_3}{\partial y} + \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_4} \frac{\partial \zeta_4}{\partial y} \right) \\ \frac{\partial w}{\partial z} &= \sum w_i \frac{\partial N_i}{\partial z} = \sum w_i \left(\frac{\partial N_i}{\partial \zeta_1} \frac{\partial \zeta_1}{\partial z} + \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_2} \frac{\partial \zeta_2}{\partial z} + \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_3} \frac{\partial \zeta_3}{\partial z} + \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_4} \frac{\partial \zeta_4}{\partial z} \right) \end{aligned} \quad (4.40)$$

elde edilir. Eş. 4.40'ın matris formundaki ifadesi de

$$\begin{bmatrix} \frac{\partial w}{\partial x} \\ \frac{\partial w}{\partial y} \\ \frac{\partial w}{\partial z} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial \zeta_1}{\partial x} & \frac{\partial \zeta_2}{\partial x} & \frac{\partial \zeta_3}{\partial x} & \frac{\partial \zeta_4}{\partial x} \\ \frac{\partial \zeta_1}{\partial y} & \frac{\partial \zeta_2}{\partial y} & \frac{\partial \zeta_3}{\partial y} & \frac{\partial \zeta_4}{\partial y} \\ \frac{\partial \zeta_1}{\partial z} & \frac{\partial \zeta_2}{\partial z} & \frac{\partial \zeta_3}{\partial z} & \frac{\partial \zeta_4}{\partial z} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sum w_i \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_1} \\ \sum w_i \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_2} \\ \sum w_i \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_3} \\ \sum w_i \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_4} \end{bmatrix} \quad (4.41)$$

şeklinde olur. Eş. 4.41'in her iki yanının transpozu alınır, eşitliğin sağ ve solu yer değiştirilirse,

$$\begin{bmatrix} \sum w_i \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_1} & \sum w_i \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_2} & \sum w_i \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_3} & \sum w_i \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_4} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \frac{\partial \zeta_1}{\partial x} & \frac{\partial \zeta_1}{\partial y} & \frac{\partial \zeta_1}{\partial z} \\ \frac{\partial \zeta_2}{\partial x} & \frac{\partial \zeta_2}{\partial y} & \frac{\partial \zeta_2}{\partial z} \\ \frac{\partial \zeta_3}{\partial x} & \frac{\partial \zeta_3}{\partial y} & \frac{\partial \zeta_3}{\partial z} \\ \frac{\partial \zeta_4}{\partial x} & \frac{\partial \zeta_4}{\partial y} & \frac{\partial \zeta_4}{\partial z} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial w}{\partial x} & \frac{\partial w}{\partial y} & \frac{\partial w}{\partial z} \end{bmatrix} \quad (4.42)$$

elde edilir. $w \equiv x, y, z$ yazılırsa; Eş. 4.42,

$$\begin{bmatrix} \sum x_i \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_1} & \sum x_i \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_2} & \sum x_i \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_3} & \sum x_i \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_4} \\ \sum y_i \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_1} & \sum y_i \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_2} & \sum y_i \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_3} & \sum y_i \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_4} \\ \sum z_i \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_1} & \sum z_i \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_2} & \sum z_i \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_3} & \sum z_i \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_4} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \frac{\partial \zeta_1}{\partial x} & \frac{\partial \zeta_1}{\partial y} & \frac{\partial \zeta_1}{\partial z} \\ \frac{\partial \zeta_2}{\partial x} & \frac{\partial \zeta_2}{\partial y} & \frac{\partial \zeta_2}{\partial z} \\ \frac{\partial \zeta_3}{\partial x} & \frac{\partial \zeta_3}{\partial y} & \frac{\partial \zeta_3}{\partial z} \\ \frac{\partial \zeta_4}{\partial x} & \frac{\partial \zeta_4}{\partial y} & \frac{\partial \zeta_4}{\partial z} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial x}{\partial x} & \frac{\partial x}{\partial y} & \frac{\partial x}{\partial z} \\ \frac{\partial y}{\partial x} & \frac{\partial y}{\partial y} & \frac{\partial y}{\partial z} \\ \frac{\partial z}{\partial x} & \frac{\partial z}{\partial y} & \frac{\partial z}{\partial z} \end{bmatrix} \quad (4.43)$$

şeklini alır. Eş. 4.43, ikinci matriste bilinmeyenleri olan lineer bir sistemdir, ancak bunların katsayılar matrisi kare matris değildir. Bunu gerçekleştirmek (kare matris yapmak) için x, y, z 'ye göre $\zeta_1 + \zeta_2 + \zeta_3 + \zeta_4 = 1$ özdeşliğinin her iki tarafının diferansiyeli alınır:

$$\begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 & 1 \\ \sum x_i \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_1} & \sum x_i \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_2} & \sum x_i \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_3} & \sum x_i \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_4} \\ \sum y_i \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_1} & \sum y_i \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_2} & \sum y_i \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_3} & \sum y_i \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_4} \\ \sum z_i \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_1} & \sum z_i \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_2} & \sum z_i \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_3} & \sum z_i \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_4} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \frac{\partial \zeta_1}{\partial x} & \frac{\partial \zeta_1}{\partial y} & \frac{\partial \zeta_1}{\partial z} \\ \frac{\partial \zeta_2}{\partial x} & \frac{\partial \zeta_2}{\partial y} & \frac{\partial \zeta_2}{\partial z} \\ \frac{\partial \zeta_3}{\partial x} & \frac{\partial \zeta_3}{\partial y} & \frac{\partial \zeta_3}{\partial z} \\ \frac{\partial \zeta_4}{\partial x} & \frac{\partial \zeta_4}{\partial y} & \frac{\partial \zeta_4}{\partial z} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial 1}{\partial x} & \frac{\partial 1}{\partial y} & \frac{\partial 1}{\partial z} \\ \frac{\partial x}{\partial x} & \frac{\partial x}{\partial y} & \frac{\partial x}{\partial z} \\ \frac{\partial y}{\partial x} & \frac{\partial y}{\partial y} & \frac{\partial y}{\partial z} \\ \frac{\partial z}{\partial x} & \frac{\partial z}{\partial y} & \frac{\partial z}{\partial z} \end{bmatrix} \quad (4.44)$$

Ancak x, y, z 'nin birbirinden bağımsız koordinatlar olması sebebiyle $\partial 1 / \partial x = \partial 1 / \partial y = \partial 1 / \partial z = 0$ ve $\partial x / \partial x = \partial y / \partial y = \partial z / \partial z = 1$ olur. Bu yüzden dördüncü mertebeden lineer denklem sistemleri elde edilir. Buradan,

$$\begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 & 1 \\ x_i \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_1} & x_i \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_2} & x_i \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_3} & x_i \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_4} \\ y_i \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_1} & y_i \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_2} & y_i \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_3} & y_i \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_4} \\ z_i \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_1} & z_i \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_2} & z_i \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_3} & z_i \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_4} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \frac{\partial \zeta_1}{\partial x} & \frac{\partial \zeta_1}{\partial y} & \frac{\partial \zeta_1}{\partial z} \\ \frac{\partial \zeta_2}{\partial x} & \frac{\partial \zeta_2}{\partial y} & \frac{\partial \zeta_2}{\partial z} \\ \frac{\partial \zeta_3}{\partial x} & \frac{\partial \zeta_3}{\partial y} & \frac{\partial \zeta_3}{\partial z} \\ \frac{\partial \zeta_4}{\partial x} & \frac{\partial \zeta_4}{\partial y} & \frac{\partial \zeta_4}{\partial z} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (4.45)$$

veya

$$[\mathbf{J}] [\mathbf{P}] = [\mathbf{I}_{\text{aug}}] \quad (4.46)$$

elde edilir. Burada $[\mathbf{J}]$, Jacobian matrisini göstermekte olup; Eş. 4.46'daki $[\mathbf{J}]$,

$$[\mathbf{J}] = \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 & 1 \\ J_{x_1} & J_{x_2} & J_{x_3} & J_{x_4} \\ J_{y_1} & J_{y_2} & J_{y_3} & J_{y_4} \\ J_{z_1} & J_{z_2} & J_{z_3} & J_{z_4} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 & 1 \\ x_i \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_1} & x_i \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_2} & x_i \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_3} & x_i \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_4} \\ y_i \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_1} & y_i \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_2} & y_i \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_3} & y_i \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_4} \\ z_i \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_1} & z_i \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_2} & z_i \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_3} & z_i \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_4} \end{bmatrix} \quad (4.47)$$

ile gösterilebilir. $[\mathbf{I}_{\text{aug}}]$ matrisi ise ilk satırı sıfır ile çoğaltılan 3×3 'lük birim matristir. Eş. 4.34'te verilen şekil fonksiyonlarının dört yüzlü koordinatlarına göre kısmi türevleri alınır ve Eş. 4.47'de yazılırsa; J_{x_i} için,

$$\begin{aligned} J_{x_1} &= x_1(4\zeta_1 - 1) + 4x_5\zeta_2 + 4x_7\zeta_3 + 4x_8\zeta_4 \\ J_{x_2} &= x_2(4\zeta_2 - 1) + 4x_6\zeta_3 + 4x_5\zeta_1 + 4x_9\zeta_4 \\ J_{x_3} &= x_3(4\zeta_3 - 1) + 4x_7\zeta_1 + 4x_6\zeta_2 + 4x_{10}\zeta_4 \\ J_{x_4} &= x_4(4\zeta_4 - 1) + 4x_8\zeta_1 + 4x_9\zeta_2 + 4x_{10}\zeta_3 \end{aligned} \quad (4.48)$$

elde edilir. J_{y_i} ve J_{z_i} için, Eş. 4.48'deki x_i yerine sırasıyla y_i ve z_i konulur.

Kuadratik dört yüzlü elemanın hacmi $V_{(e)}$ olmak üzere; $V_{(e)}$ için,

$$dV_{(e)} = J d\zeta_1 d\zeta_2 d\zeta_3 d\zeta_4 \quad (4.49)$$

yazılabilir. Buradaki J faktörü; $J = V_{(e)} = \frac{1}{6} |\mathbf{J}|$ 'ye eşittir [116].

Buradan Eş. 4.45'e göre gerekli düzenlemeler yapılır ise;

$$\begin{bmatrix} \frac{\partial \zeta_1}{\partial x} & \frac{\partial \zeta_1}{\partial y} & \frac{\partial \zeta_1}{\partial z} \\ \frac{\partial \zeta_2}{\partial x} & \frac{\partial \zeta_2}{\partial y} & \frac{\partial \zeta_2}{\partial z} \\ \frac{\partial \zeta_3}{\partial x} & \frac{\partial \zeta_3}{\partial y} & \frac{\partial \zeta_3}{\partial z} \\ \frac{\partial \zeta_4}{\partial x} & \frac{\partial \zeta_4}{\partial y} & \frac{\partial \zeta_4}{\partial z} \end{bmatrix} = \frac{1}{J} \begin{bmatrix} a_1 & b_1 & c_1 \\ a_2 & b_2 & c_2 \\ a_3 & b_3 & c_3 \\ a_4 & b_4 & c_4 \end{bmatrix} \quad (4.53)$$

elde edilir. Burada a_i, b_i, c_i ($i = 1,2,3,4$) sabitleri ifade etmektedir.

Eleman rijitlik matrisi

10 düğümlü dört yüzlü elemanın serbestlik derecesi, her bir düğüm için 3 olmak üzere toplam 30'dur:

$$\{\mathbf{u}^{(e)}\} = [\mathbf{u}_1 \quad \mathbf{v}_1 \quad \mathbf{w}_1 \quad \mathbf{u}_2 \quad \mathbf{v}_2 \quad \mathbf{w}_2 \quad \cdots \quad \mathbf{u}_{10} \quad \mathbf{v}_{10} \quad \mathbf{w}_{10}]^T \quad (4.55)$$

10 düğümlü dört yüzlü eleman için 6×30 'luk gerinme–yer değiştirme matrisi,

$$[\mathbf{B}] = \begin{bmatrix} q_{x_1} & q_{x_2} & \dots & q_{x_{10}} & 0 & 0 & \dots & 0 & 0 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & 0 & \dots & 0 & q_{y_1} & q_{y_2} & \dots & q_{y_{10}} & 0 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & 0 & \dots & 0 & 0 & 0 & \dots & 0 & q_{z_1} & q_{z_2} & \dots & q_{z_{10}} \\ q_{y_1} & q_{y_2} & \dots & q_{y_{10}} & q_{x_1} & q_{x_2} & \dots & q_{x_{10}} & 0 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & 0 & \dots & 0 & q_{z_1} & q_{z_2} & \dots & q_{z_{10}} & q_{y_1} & q_{y_2} & \dots & q_{y_{10}} \\ q_{x_1} & q_{x_2} & \dots & q_{x_{10}} & 0 & 0 & \dots & 0 & q_{z_1} & q_{z_2} & \dots & q_{z_{10}} \end{bmatrix} \quad (4.56)$$

şeklindedir. Burada, $i = 1, 2, 3, \dots, 10$ ve $j = 1, 2, 3, 4$ olmak üzere

$$\begin{aligned} q_{x_i} &= \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_j} \frac{\partial \zeta_j}{\partial x} = J^{-1} \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_j} a_j \\ q_{y_i} &= \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_j} \frac{\partial \zeta_j}{\partial y} = J^{-1} \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_j} b_j \\ q_{z_i} &= \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_j} \frac{\partial \zeta_j}{\partial z} = J^{-1} \frac{\partial N_i}{\partial \zeta_j} c_j \end{aligned} \quad (4.57)$$

uygulanmıştır. Buradan eleman rijitlik matrisi $[\mathbf{k}^{(e)}]$,

$$[\mathbf{k}^{(e)}] = \sum_{k=1}^p w_k [\mathbf{B}]^T (\zeta_{ik}) [\mathbf{E}] [\mathbf{B}] (\zeta_{ik}) \mathbf{J} (\zeta_{ik}) \quad (4.58)$$

şeklinde ifade edilir [71]. Burada p , Gauss noktalarının sayısını; ζ_{ik} , k 'nci integrasyon noktasındaki $\zeta_1, \zeta_2, \zeta_3, \zeta_4$ koordinatlarını; w_k , ilgili ağırlıkları; $\mathbf{E}$, Eş. 4.17b'de verilen malzeme matrisini ve $\mathbf{B}$, Eş. 4.56'da verilen gerinme–yer değiştirme matrisini göstermektedir. Dört yüzlü üzerindeki kuadratik polinomlar yardımıyla sabitleri hesaplamak için kullanılan *dört nokta kuralı*;

$$\frac{1}{V} \int_{V^{(e)}} w(\zeta_1, \zeta_2, \zeta_3, \zeta_4) dV^{(e)} \approx \frac{1}{4} w(\alpha, \beta, \beta, \beta) + \frac{1}{4} w(\beta, \alpha, \beta, \beta) + \frac{1}{4} w(\beta, \beta, \alpha, \beta) + \frac{1}{4} w(\beta, \beta, \beta, \alpha) \quad (4.59)$$

olarak yazılabilir [116]. Burada $\alpha = 0,58541020$ ve $\beta = 0,13819660$ 'dır.

4.2.4. Kuvvet vektörleri

Eleman üzerinde $\mathbf{f} = [f_x \ f_y \ f_z]^T$ şeklinde bir bünve kuvvet alanı düşünülürse; uygun düğüm kuvvet vektörü

$$\int_{V^{(e)}} \mathbf{u}^T \mathbf{f} dV^{(e)} = \mathbf{q}^T \iiint \mathbf{N}^T \mathbf{f} dV^{(e)} = \mathbf{q}^T \mathbf{f}^{(e)} \quad (4.60)$$

olur. Burada $\mathbf{N}$, Eş 4.36b’de verilen 3×30 ’luk şekil fonksiyonları matrisi ($[\mathbf{N}]$) ve $\mathbf{q}$, Eş 4.35’te verilen düğümlere ait yer değiştirme matrisidir ($[\mathbf{q}]$).

Aynı şekilde eleman üzerinde $\mathbf{T} = [T_x \ T_y \ T_z]^T$ şeklinde bir yüzey kuvvetleri düşünülürse; yüzey kuvvetleri vektörü

$$\int_{A^{(e)}} \mathbf{u}^T \mathbf{T} dA^{(e)} = \mathbf{q}^T \int_{A^{(e)}} \mathbf{N}^T \mathbf{T} dA^{(e)} = \mathbf{q}^T \mathbf{T}^{(e)} \quad (4.61)$$

olur.

5. MATERYAL VE METOT

5.1. Deneysel Çalışmalar

Bu çalışma kapsamında, talaş kaldırma sırasında kesme kuvvetleri etkisiyle kesici takımında meydana gelen gerilmelerin analiz edilmesi için bir dizi kesme deneyleri yapılmıştır. Ancak iş parçası malzemeleri ve kesici takımlar ile deneyler için geçen zaman açısından deneysel çalışma maliyetinin çok yüksek olması sebebiyle; değişik iş parçası malzemelerini işlerken, farklı kesme parametreleri için farklı kesici takımlarda oluşan gerilmelerin de analiz edilebilmesi amacıyla literatürde yapılan deneysel çalışmaların sonuçlarından da yararlanılmıştır.

5.1.1. İş parçası malzemeleri

Kesici takımdaki gerilmelerin analizinde, yapılan deneysel çalışmalarda iki ve literatürden alınan deney sonuçları için üç olmak üzere toplam beş iş parçası malzemesi kullanılmıştır. Ancak farklı kesme şartları (ilerleme, kesme derinliği, kesme hızı ve kesici takım) için kesici takımlarda oluşan gerilmelerin incelenmesinde; yapılan deneylerde ve literatürden alınan deneylerde yer alan Inconel 718 (AMS 5663) malzemesi ortak malzeme olarak kullanılmıştır. Böylece aynı malzemenin farklı kesici takımlarla işlenmesi sırasında oluşan gerilmelerin de karşılaştırılması amaçlanmıştır.

Gerçekleştirilen kesme deneylerinde iş parçası malzemesi olarak AISI 1117 çeliği ile oksidasyon ve korozyona direnç ile yüksek sıcaklık ve mukavemet gerektiren; uçak ve uzay sanayi, nükleer santraller, buhar jeneratörleri vb. gibi birçok kullanım alanı olan, 40–45 HRC sertlikteki nikel esaslı süper alaşımlardan Inconel 718 (AMS 5663) kullanılmıştır. Deneylerde kullanılan malzemelerden Inconel 718 ve AISI 1117'nin kimyasal bileşimleri sırasıyla Çizelge 5.1 ve Çizelge 5.2'de gösterilmiştir.

Çizelge 5.1. Inconel 718'in (AMS 5663) kimyasal bileşimi ve mekanik özellikleri

Kimyasal özellikleri			
Element	%	Element	%
C	0,012 – 0,06	Co	1,0 (en çok)
Cr	17 – 19	O	0,0025 (en çok)
Fe	16 – 19	Mn	0,06 – 0,10
Ni	52 – 55	Si	0,06 – 0,09
Mo	2,8 – 3,15	P	0,01 – 0,015
S	0,001 (en çok)	B	0,003 – 0,005
Mg	0,003 (en çok)	Cu	0,03 – 0,05
Nb	5,20 – 5,55	Ca	0,005 – 0,01
Ti	0,75 – 1,15	Pb	0,00005 – 0,0001
Al	0,35 – 0,65	Bi	0,00005 – 0,00001
Ta	0, 1 (en çok)	Se	0,00005 – 0,0001
Mekanik özellikleri			
Çekme dayanımı	MPa	1083	
Eğilme dayanımı	MPa	910	
Kısalma	%	12	
Uzama	%	15	

Çizelge 5.2. AISI 1117'nin kimyasal bileşimi

Element	%	Element	%
C	0,114	Cu	0,065
Si	0,004	Nb	0,002
Mn	1,48	Ti	0,001
P	0,076	V	0,001
S	0,382	W	0,037
Cr	0,098	Pb	0,002
Mo	0,027	Sn	0,034
Ni	0,345	Sb	0,002
Al	0,011	Fe	97,34
Co	0,003		

Yukarıda da bahsedildiği gibi literatürden de çeşitli deney sonuçları alınmıştır. Literatürden elde edilen deneylerde iş parçası malzemesi olarak Inconel 718 (AMS 5663) nikel esaslı süper alaşımı [120], AISI 1040 ve AISI 4320 çelikleri [121] kullanılmıştır.

5.1.2. Kesici takım ve takım tutucu

Talaş açısı, kesici takım yanaşma açısı, pah açısı (seramik uçlar için), takım tutucu için kesici ucu tespitleme biçimi (ISO 1832'ye göre *C*, *S* ve *P*) ve talaş kırıcı formu için kesici takımda oluşan gerilmelerin analiz edilmesi amacıyla; deneylerde, değişik geometrilere sahip kesici takımlar kullanılmıştır.

Literatüre paralel olarak talaş kaldırma deneylerinde Inconel 718'in işlenmesinde ISO 1832'ye göre *Kennametal* ürünü olan “SNGN 120712 T01020 (KY 4300)” formuna sahip whisker takviyeli ($Al_2O_3+SiC_w$) seramik uç ve *Takımsaş* ürünü olan “CSRNR 2525 M12” formuna sahip takım tutucudan yararlanılmıştır. AISI 1117 çeliğin kesme deneylerinde ise “SCMW 12M508 (P 20 grade)” (*Stellram*) kesici ucu ve “SSBCR 2525 M12” (*Takımsaş*) takım tutucu kullanılmıştır.

Deneylerde kullanılan kesici takımlar ve takım tutucular Çizelge 5.3'te gösterilmiştir.

Çizelge 5.3. Deneylerde kullanılan kesici takımlar

İş parçası malzemesi	Kesici uç	Takım tutucu
Inconel 718*	SNGN 120712 T01020 (KYON 4300)	CSRNR 2525 M12S
AISI 1117	SCMW 12M508 (P 20 grade)	SSBCR 2525 M12
Literatürden alınan deneyler [120,121]		
Inconel 718*	CNMA 120404 (H 13A grade)	PCLNR 2525 M12
AISI 1040	SNMG 120408-26 (P 30 grade)	PSBNR 2525 M12
AISI 1040	SNMM 120408-TTS (P 30 grade)	PSBNR 2525 M12
AISI 4320	SNMG 120408-26 (P 30 grade)	PSBNR 2525 M12
AISI 4320	SNMM 120408-TTS (P 30 grade)	PSBNR 2525 M12
* AMS 5663		

5.1.3. Takım tezgâhı

Yapılan deneysel çalışmalarda, Gazi Üniversitesi Teknik Eğitim Fakültesi Makina Eğitimi Bölümü Talaşlı Üretim Anabilim Dalı, CNC Atelyesinde bulunan

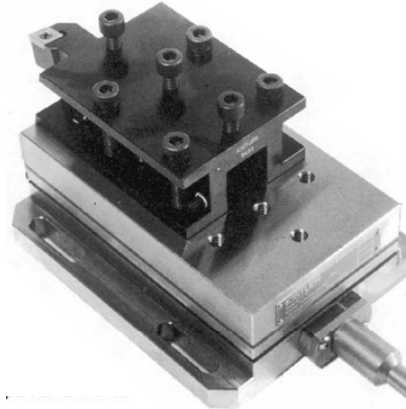
JOHNFORD T35 CNC Torna Tezgahı kullanılmış olup bu tezgahın bazı özellikleri Çizelge 5.4’te verilmiştir.

Çizelge 5.4. JOHNFORD T35 CNC torna tezgahının özellikleri

x eksen	(mm)	250
z eksen	(mm)	600
Tezgah Gücü	(kW)	10
Devir sayısı	(rpm)	4000
Hidrolik ayna çapı	(mm)	250
Hassasiyet	(mm)	0,001
Taret, takım bağlama kapasitesi		12

5.1.4. Kesme kuvvetlerinin ölçülmesi (Dinamometre ve bileşenleri)

Deneysel çalışmalarda kesme kuvvetlerinin ölçülmesi amacıyla, üç kesme kuvveti bileşenini (F_C , F_f ve F_p) ölçme kapasitesine sahip kuartz *KISTLER 9257B* tipi dinamometre (Şekil 5.1) kullanılmıştır. Bu dinamometrenin teknik özellikleri Çizelge 5.5’te verilmiştir.



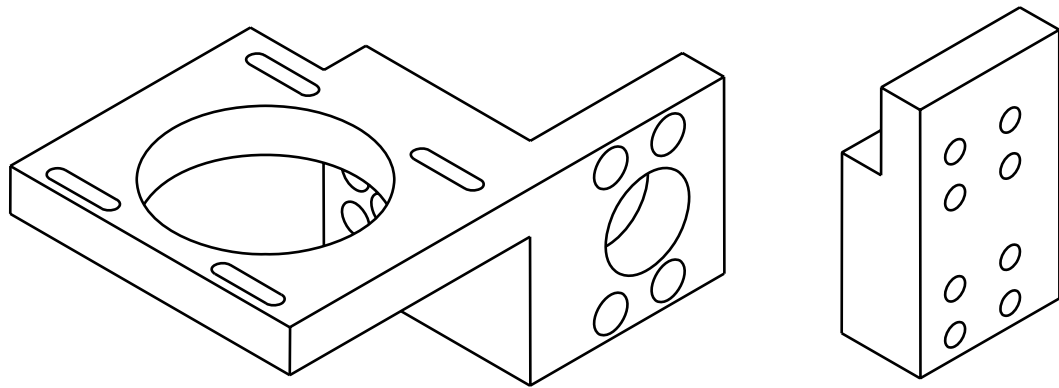
Şekil 5.1. Kistler 9257B dinamometre ve takım tutucu [122]

9257B dinamometre, klasik torna tezgahları ve diğer takım tezgahlarında (freze, taşlama ve matkap tezgahı) kullanılmak üzere tasarlanmıştır. Ancak böyle bir kuvvet ölçme sistemi maliyetinin çok yüksek olması (yaklaşık 63 000 İsviçre Frankı) ve satın alınacak sistemin diğer takım tezgahlarında da kullanılabilmesi amacıyla;

dinamometrenin CNC torna tezgahında kullanılabilmesi ve tezgaha bağlanabilmesi için iki adet ara parça (adaptör) tasarlanmış ve imalatı tamamlanarak tezgaha monte edilmiştir (Şekil 5.2). Parçaların imal edilmesinde iş parçası eksenini kesici takım ucu arasındaki gerekli eksen ayarı dikkate alınmış ve kesme sırasında herhangi bir titreşim oluşturmayacak şekilde tezgaha bağlanmıştır.

Çizelge 5.5. Kistler 9257B tipi dinamometrenin teknik özellikleri [122]

Kuvvet aralığı (kN)	(F_x, F_y, F_z)	-5...10
Tepki verme (N)		< 0,01
Hassasiyet (pC/N)	F_x, F_y	-7,5
	F_z	-3,5
Doğrusallık		%1 FSO
Histerezis		% 0,5 FSO
Doğal frekans $f_0(x,y,z)$ (kHz)		3,5
Çalışma sıcaklığı (°C)		0...70
Kapasitans (pF)		220
20°C'daki yalıtım direnci (Ω)		> 10 ¹³
Topraklama yalıtımı (Ω)		> 10 ⁸
Koruma sınıfı		IP 67
Ağırlık (kg)		7,3

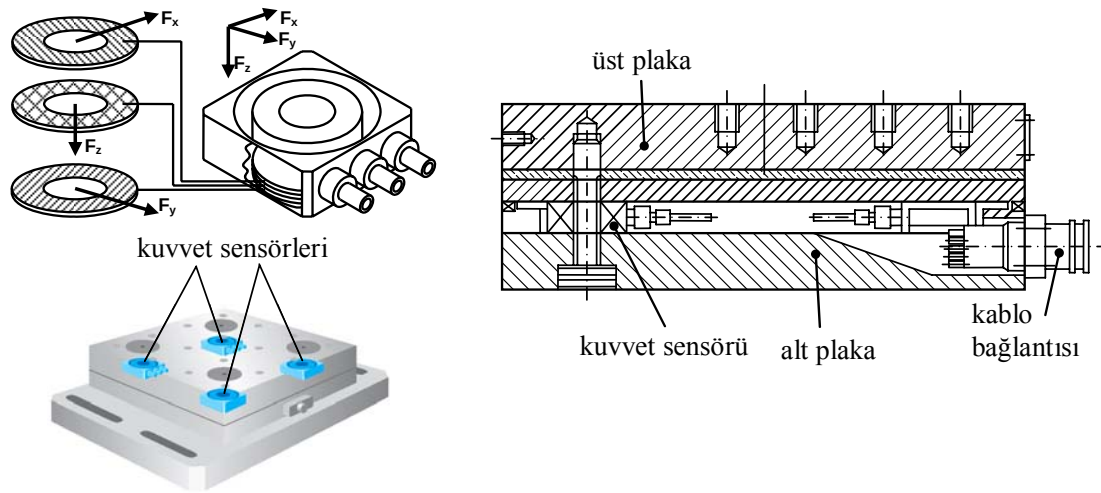


Şekil 5.2. Dinamometrenin bağlanması için tasarlanan ve imal edilen ara parçalar

Dinamometrede bir üst plaka yardımıyla hissedilen kesme kuvvetleri, üst ve alt plakalar arasına yerleştirilen dört adet üç bileşenli kuvvet sensörleri arasında dağıtılır. Her bir sensör, bir tanesi z eksenini ve diğer ikisi de sırasıyla x ve y eksenleri doğrultusundaki basınca duyarlı üç parçalı kuartz plaklarından (Şekil 5.3)

oluşmaktadır. Bu dört kuvvet sensörü tarafından hissedilen kuvvet, üç bileşene ayrılmaktadır. Kuvvetin yönüne göre “-” veya “+” işaretli kuvvet değerleri belirlenir. Kesme kuvvetleri ölçülürken, kuvvet etkisiyle oluşan yer değiştirmeye (*deflection*) bağlı olarak gerinim uzama ölçerler (*strain gauge*) ile kesme kuvveti ölçümünden farklı olarak; kesme kuvvetleri etkisiyle oluşan basınç sebebiyle kuartz kristalinde “-” veya “+” işaretli elektriksel bir gerilim oluşur. Oluşan bu gerilim etki eden kuvvetle doğru orantılı olarak elektriksel bir çıktı oluşturmaktadır.

Dinamometre tarafından hissedilen kesme kuvveti verileri (gerilim değerleri) *Kistler Type 5019B130 Multichannel Charge Amplifier* (yükselteç) yardımıyla *Type 2855A3 A/D Board CIO-DAS 1602/12* veri alma kartı ve *Kistler Type 2825A1-2 Dynoware* yazılımı kullanılarak bilgisayar ortamına alınmıştır. Kesme kuvveti gerilim değerlerinin yükseltilmesi ve yazılım için istenilen kanal düzeninin (hangi kanaldan hangi kesme kuvveti bileşeninin okunacağı) ayarlanması gibi işlevler için kullanılan *5019B130* yükseltecinin bazı özellikleri Çizelge 5.6’da verilmiştir.

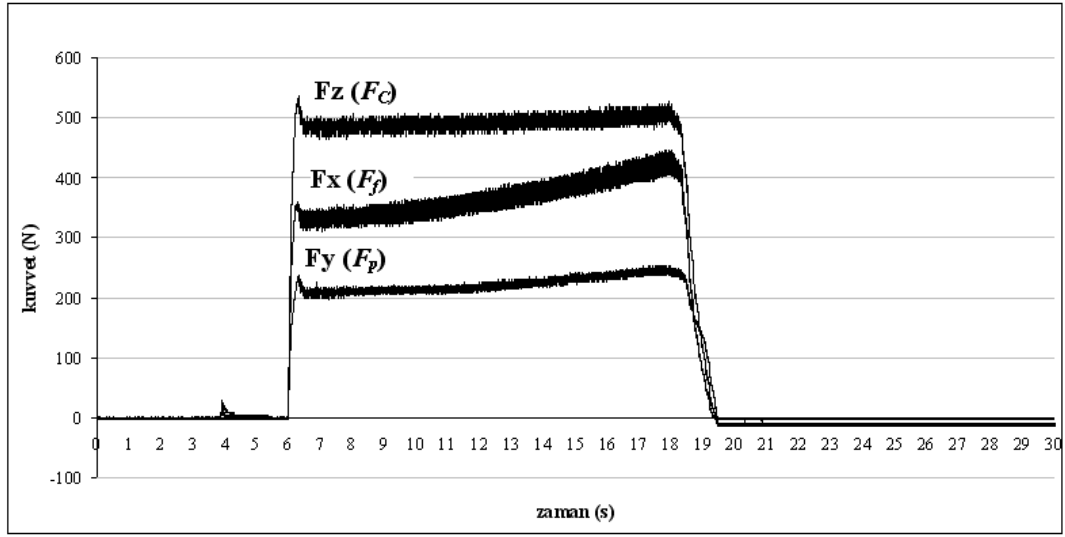


Şekil 5.3. Kistler 9257B dinamometresinin elemanları [122]

Çizelge 5.6. Type 5019B130 Multichannel Charge Amplifier özellikleri [122]

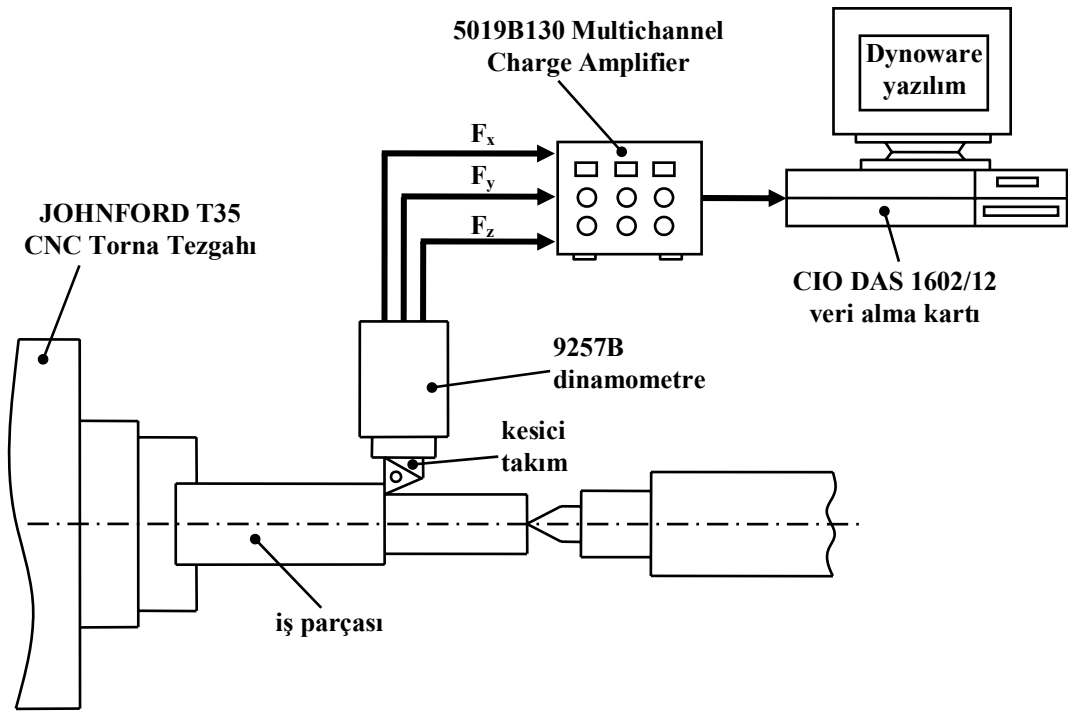
Kanal sayısı	3
Ölçme aralığı ($\pm \%10$ 10 FS için) (pC)	$\pm 10 \dots 999\ 000$
Sensör hassasiyeti (pC/M.U. ^a)	0,01...9990
Doğrusallık hataları (% FS ^b)	$\leq \pm 0,05$
Frekans aralığı (kHz)	$\approx 0 \dots 200$
Çıkış gerilimi (V)	± 10
Çalışma sıcaklık aralığı (°C)	$-10 \dots 60$
Boyutlar (mm)	
Genişlik	396
Yükseklik	187
Derinlik	280
Ağırlık (kg)	≈ 8
^a M.U. = Mekanik birim (örneğin bar, N..)	
^b FS = full scale (ölçme aralığının son değeri)	

Dynoware yazılımı kesme kuvvetlerinin bilgisayar yardımıyla ölçülmesine olanak sağlayan çok esnek bir kullanıma sahip bir paket programdır. Program tarafından, veri alma kartıyla ilgili yapılacak bazı ayarlamalar (analog ve dijital kanal sayısı, A/D board full scale vb.) ve RS 232 bağlantısı yardımıyla yükseltici ile ilgili bazı düzenlemeler [ölçme aralığı, ölçme süresi (deney süresi), örnekleme oranı (birim zamanda alınan veri sayısı, örneğin saniyede 1000 veri), tetikleme zamanı (çalıştırılma sonrasında ne zaman veri almaya başlayacağı), hangi kanaldan hangi kesme kuvvetinin okunacağı gibi] yapılabilmektedir. Ayrıca, ölçme sonrasında ölçme sonuçlarının grafik halinde gösterilmesi (Şekil 5.4), başka programlarda kullanılmak üzere (örneğin Microsoft Excel) ölçme sonuçlarının bir dosyaya (örneğin “.txt” uzantısıyla) yazdırılması, daha sonraki kullanımlar için yapılan konfigürasyon ayarlarının kaydedilebilmesi, deney sonuçlarının ortalamasının alınabilmesi ve deney sonuçlarının grafik halinde yazdırılması gibi işlevler de program tarafından yapılabilmektedir.



Şekil 5.4. Dinamometre yardımıyla kesme kuvvetlerinin ölçülmesi

Kesme deneyleri için oluşturulan deney düzeneği Şekil 5.5'te gösterilmiştir.



Şekil 5.5. Kesme deneyleri için hazırlanan deney düzeneği

5.1.5. Kesme parametreleri

Değişik kesme parametrelerinin kesici takım gerilmeleri üzerindeki etkilerini incelemek amacıyla bir dizi kesme deneyleri yapılmıştır.

Gerçekleştirilen kesme deneylerinde Inconel 718 iş parçasının işlenmesinde beş farklı kesme hızı (V , m/min) ve ilerleme değeri (f , mm/rev) ile iki farklı kesme derinliği (a , mm) kullanılmıştır. AISI 1117 iş parçasının işlenmesinde de aynı şekilde beş farklı kesme hızı ve ilerleme değeri ile iki farklı kesme derinliği kullanılmıştır. Yapılan deneylerde ve literatürden alınan sonuçlara ait deneylerde kullanılan kesme parametreleri Çizelge 5.7’de gösterilmiştir.

Çizelge 5.7. Deneylerde kullanılan kesme parametreleri

İş parçası malzemesi	Kesici takım	Takım tutucu	Kesme parametreleri		
			V (m/min)	f (mm/rev)	a (mm)
Inconel 718	SNGN 120712 T01020 (KYON 4300)	CSRNR 2525 M12S	225 300 350 400 500	0,05 0,075 0,1 0,125 0,15	1 2
AISI 1117	SCMW 12M508 (P 20 grade)	SSBCR 2525 M12	50 75 100 125 150	0,10 0,15 0,20 0,25 0,30	1 2
Literatürden alınan deneyler [120,121]					
Inconel 718	CNMA 120404 (H 13A grade)	PCLNR 2525 M12	8 20 28 39 51 69	0,12 0,2 0,3	0,5 1
AISI 1040 AISI 4320	SNMG 120408-26 (P 30 grade) SNMM 120408-TTS (P 30 grade)	PSBNR 2525 M12	66 85 110 144	0,12 0,16 0,20 0,24	1,5

5.1.6. Deneylerin yapılışı

Deneyler, kesme derinliği sabit tutularak her bir deney sonrasında ilerleme ve her 5 deney sonrasında da kesme hızının değiştirilmesi suretiyle gerçekleştirilmiştir. Deneylerde soğutma sıvısı kullanılmamıştır. Her bir deney için yeni bir kesici uç kullanılmıştır. Deneylerde iş parçası malzemesine yaklaşık 25–30 mm boyuna tornalama uygulanmıştır. Deneyler sırasında kesme kuvvetlerinin ölçülmesi, kesici takımın iş parçasına yaklaşmasına 5 mm kalacak şekilde ve boyuna tornalamanın sonuna kadar veri alınmasıyla gerçekleştirilmiştir. Inconel 718 için 50 ve AISI 1117 için 50 olmak üzere toplam 100 deney yapılmıştır. Ayrıca literatürden de Inconel 718 için 36, AISI 1040 için 32 ve AISI 4320 için 32 deney sonucu olmak üzere toplam 100 deney sonucu alınmıştır [120,121].

Kesme deneylerinde, dinamometrenin boyutlarına bağlı olarak takım tutucunun bağlama boyu 50 mm olarak ayarlanmıştır.

5.2. Analiz Çalışmaları

Kesici takımda oluşan gerilmelerin sonlu elemanlar metoduna dayalı olarak *ANSYS 6.1* paket programı kullanılarak analiz edilmesi amacıyla çözüm öncesinde bazı hazırlıklar yapılmıştır. Bu hazırlıklar; kesici takımlara ait katı modellerin oluşturulması, kesici takımlar için gerekli malzeme modellerinin çıkartılması, kullanılacak eleman tipi ve eleman boyutunun belirlenmesi, katı modellerin elemanlara ayrılması (ağ oluşturma, *meshing*), sınır şartlarının belirlenmesi, yükleme durumunun belirlenmesi ve kullanılacak çözüm metodunun seçilmesi olarak özetlenebilir.

5.2.1. Kesici takımların modellenmesi

Kesme deneylerinde, kesme parametrelerindeki değişime bağlı olarak kesici takıma etkiyen esas kesme kuvveti (F_C), ilerleme kuvveti (F_f) ve pasif kuvvet (F_p) eş

zamanlı olarak ayrı ayrı ölçülmüştür. Deneyler yardımıyla kesme kuvveti değerlerinin belirlenmesinden sonra *ANSYS* programında gerekli gerilme analizlerinin yapılabilmesi için ilgili takım tutucu ve kesici uç, kesici takım kataloglarından alınan bilgiler ve doğrudan takım üzerinden alınan ölçüler kullanılarak boyutlandırılmıştır.

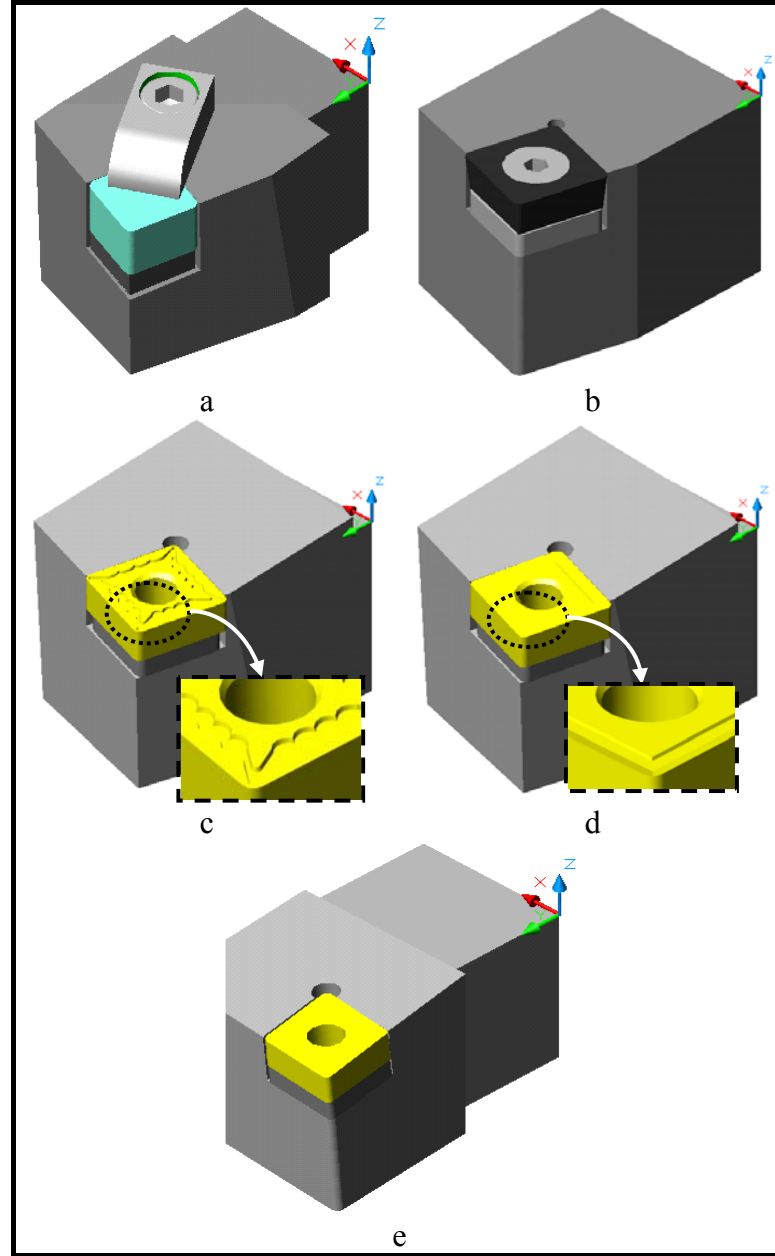
Ancak AISI 1040 ve 4320 çelikleri için talaş kırıcı formları SNMG 120408-26 ve SNMM 120408-TTS (*Widia*) olan kesici uçlar kullanılmış olmasına rağmen, *Widia*'nın daha sonradan *Kennametal* şirketi ile birleşmiş olması sebebiyle katalog bilgilerine ulaşılammıştır. Bunun üzerine, Dhar ve arkadaşlarının çalışmasında [120] yer alan talaş kırıcı formlarını gösteren şekil esas alınarak; analizlerde, Sandvik firmasının bu formlara en yakın SNMG 120408-QM ve SNMM 120408-23 talaş kırıcı formları kullanılmıştır [123] (Şekil 5.6).

Kesici takımlar için katı model oluşturulma süreci; katı modellerinin öncelikle *AutoDesk Mechanical Desktop (AMD) Power Pack 6* programı kullanılarak oluşturulması ve elde edilen bu katı modellerin daha sonra da “.iges” uzantısı yardımıyla *ANSYS* programından okutulması olmak üzere, iki ayrı aşamadan oluşmaktadır.

Katı model oluşturma sürecinin birinci aşamasında, gerekli ölçüleri elde edilen kesici takımlar için *AutoDesk Mechanical Desktop Power Pack 6* programı kullanılarak Şekil 5.6'da gösterilen katı modeller oluşturulmuştur.

Katı modelleme işlemi sırasında kesici takımlara ait tüm özellikler (talaş açısı, yanaşma açısı, boşluk açıları, talaş kırıcı formları, kesici uç burun yarıçapı, seramik uçlar için pah açısı, kesici ucu tespitleme (sıkma) elemanları dikkate alınmıştır. Bu şekilde kesici takımlara ait katı model çizimleri tamamlandıktan sonra “.iges” uzantısı yardımıyla kaydedilmiştir. *ANSYS* programında gerekli modellerin oluşturulabilmesi amacıyla, çizilen katı modeller “*import/iges*” komutu kullanılarak

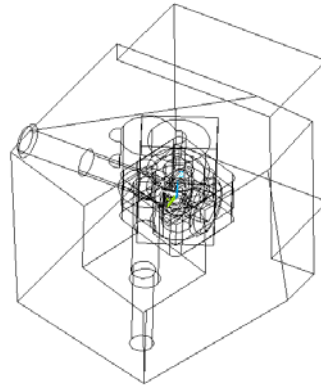
ANSYS programından çağrılmıştır. Kesici takımlar için *AMD*'de kullanılan koordinat sistemi esas alınmıştır.



Şekil 5.6. Kesici takımların *AMD* ile oluşturulan katı modelleri

- a) CSNR 2525 M12S takım tutucu ve SNGN 120712 T01020 kesici uç,
- b) SSBCR 2525 M12 takım tutucu ve SCMW 12M508 kesici uç,
- c) PSBNR 2525 M12 takım tutucu ve SNMG 120408-QM kesici uç,
- d) PSBNR 2525 M12 takım tutucu ve SNMM 120408-23 kesici uç,
- e) PCLNR 2525 M12 takım tutucu ve CNMA 120404 kesici uç

Ancak *AMD* ile oluşturulan katı modelin *ANSYS*'te okutulması sırasında, Şekil 5.6'da gösterilen montaj biçiminde (takım tutucu, kesici uç alt plakası, kesici uç, sıkma elemanları) bazı problemler gerçekleşmiştir. *AMD* ile oluşturulan katı modeldeki montaj biçimi bozulmuş; kesici uç alt plakası, kesici uç, sıkma elemanları takım tutucunun içerisine rasgele bir biçimde iç içe yerleşmiştir. Şekil 5.7'de katı modellemede oluşan bu problem gösterilmiştir. Bu sorunu gidermek için *AMD* ile oluşturulan katı modeldeki takım tutucu, kesici uç alt plakası ve kesici uca ait tüm ayrıntılar çizgi, daire ve yay biçimindeki elemanlarla oluşturulmuş ve katı modelin tümü tel kafes olarak çizilmiştir. Yapılan bu değişik sonucunda tel kafes görünümündeki model yine “iges” uzantısı yardımıyla *ANSYS*'te açılmış ve montaj biçiminde herhangi bir problemin olmadığı görülmüştür.

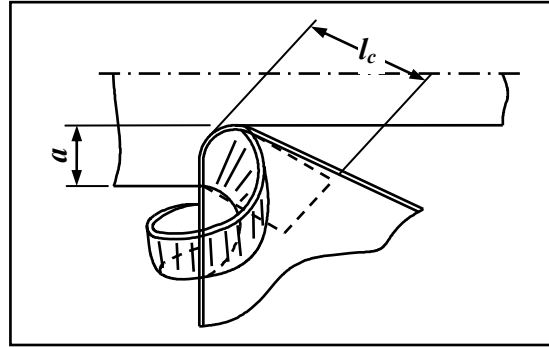


Şekil 5.7. Katı modelin *ANSYS*'e aktarılmasında görülen hata

Katı modelleme süresini uzatacak olması ve sıkma elemanlarının (sıkma için kullanılan vidalar ve sıkma pabucu) her biri için ayrıca bir çözüm yapılması gerektiğinden; kesici ucu sabitleyen sıkma elemanlarının *ANSYS*'te modellenmesinden vazgeçilmiştir. Ancak sıkma elemanları tarafından kesici uca uygulanan sıkma kuvveti, Bölüm 5.2.4'te belirtilen prosedür yardımıyla uygulanmıştır.

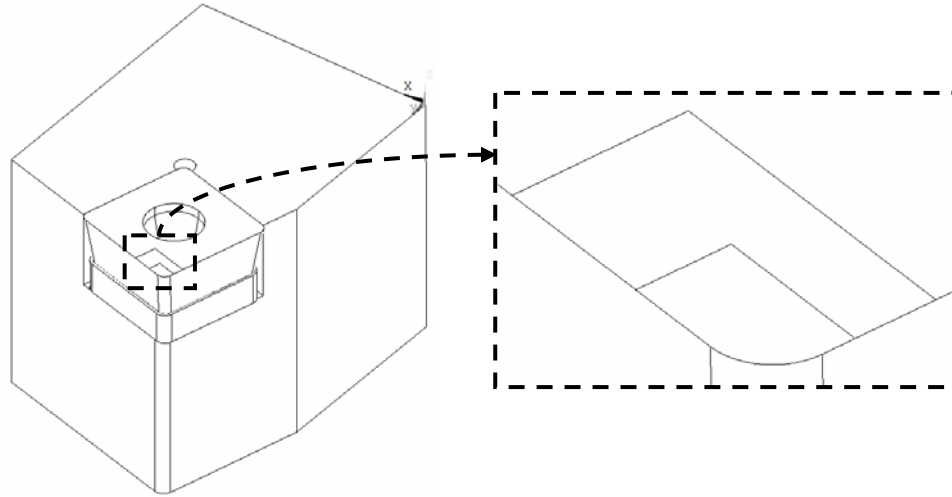
AMD ile oluşturulan tel kafes görünümündeki modelin *ANSYS*'te düzenlenerek katı model oluşturulması sırasında, kesme kuvvetlerinin literatüre uygun olarak kesici uca

uygulanması amacıyla Bölüm 3.2, Eş. 3.4'e göre belirlenen ve deneysel çalışmalarla da doğrulanan talaş-takım temas boyu da dikkate alınmıştır. Buna göre kesici takımların katı modelleri, Şekil 5.8'de gösterilen talaş-takım temas alanı dikkate alınarak, talaş-takım temas boyu (l_c) ve kesme derinliğine (a) göre oluşturulmuştur.



Şekil 5.8. Talaş-takım temas alanı

Şekil 5.9'da SSBCR 2525 M12 takım tutucu ve SCMW 12M508 kesici ucun, kesme derinliği 1 ve 2 mm için *ANSYS*'te oluşturulan katı modeli ve talaş-takım temas alanı detayı gösterilmiştir.



Şekil 5.9. SSBCR 2525 M12 takım tutucu ve SCMW 12M508 kesici ucuna ait katı model ve talaş-takım temas alanı

SNMG 120408-QM talaş kırıcı formuna sahip kesici uç modellenirken, modelleme süresini ve analizlerde geçen çözüm süresini azaltmak amacıyla talaş kırıcı formunun yarısı (köşegenin kesme bölgesinde kalan tarafı) modellenmiştir.

5.2.2. Kesici takımlara ait malzeme modelleri

Çözüm öncesinde yapılan hazırlıkların ikinci safhasında, katı modelleri oluşturulan kesici takımlara ait gerekli malzeme modelleri oluşturulmuştur. Analizlerde tüm kesici takım için lineer elastik malzeme modeli kullanılmış ve literatürde yapılan çeşitli araştırmalardan yararlanılarak kesici takımların malzeme modelleri için gerekli olan elastisite modülleri (E) ve Poisson oranları (ν) belirlenmiştir. Çizelge 5.8’de analizlerde kullanılan kesici takımlar için kullanılan E ve ν değerleri gösterilmiştir.

Çizelge 5.8. Kesici takımların malzeme özellikleri

Kesici takımlar	E (GPa)	ν	Kaynak
Takım tutucular (çelik)	210,7	0,28	[124]
SNGN 120712 T01020 (KYON 4300)	400	0,23	[125]
SCMW 12M508 (P 20 grade)	529,2	0,28	[124]
CNMA 120404 (H 13A grade)	534	0,22	[126]
SNMG 120408-QM (P 30 grade) SNMM 120408-23 (P 30 grade)	558	0,22	[127]

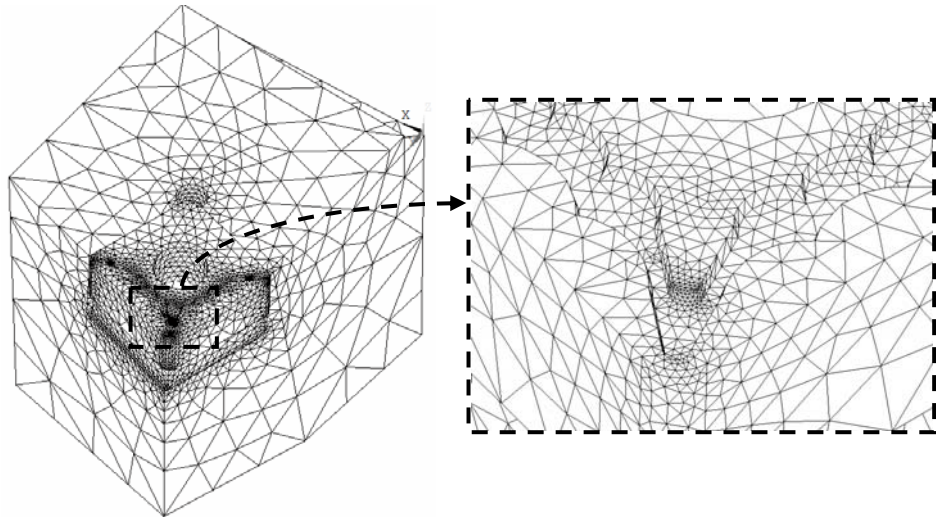
5.2.3. Elemanlara ayırma ve temas çiftleri

Gerekli malzeme modelleri tanımlanan kesici takımlar için bir sonraki safhada katı modellerde kullanılacak eleman tipi ve elemanlara ayırma işlemi (*meshing*, katı model için ağ oluşturma) yapılmıştır.

Literatüre paralel olarak [98], deneylerde kullanılan kesici takımlar için Bölüm 4.2.2, Şekil 4.11’de gösterilen 3 boyutlu 10 düğümlü kuadratik dört yüzlü SOLID 92 elemanı kullanılmıştır.

Elemanlara ayırma işlemi, katı model geometrisi için en uygun eleman düzenini otomatik olarak ayarlayan “*smartsize*” yöntemiyle gerçekleştirilmiştir. Buna göre ağ elemanı boyutları, tüm kesici uçlar için daha yoğun (*smartsize*=3) ve takım tutucu ile kesici uç alt plakası için daha seyrek (*smartsize*=5) olacak şekilde uygulanmıştır. Şekil 5.10’da, elemanlara ayırma işlemi uygulanmış PSBNR 2525 M12 takım tutucu ve SNMG 120408-QM kesici uç örnek olarak gösterilmiştir.

Kesici uç ile kesici ucun takım tutucuya oturma yüzeyleri arasındaki etkileşimi sağlamak amacıyla, literatüre uygun olarak [98] temas çiftleri (*contact pairs*) uygulanmıştır. Temas çiftlerinin oluşturulması, elemanlara ayırma sonrasında yapılması gereken bir işlem olup, bu işlem temas halindeki iki katının yüzey(ler)inde bulunan elemanların etkileşimini tanımlamak olarak özetlenebilir.



Şekil 5.10. Analizlerde kullanılan ağ yapısı (PSBNR 2525 M12 takım tutucu ve SNMG 120408-QM kesici uç)

Analizlerde kullanılan katı modellerin birbiriyle temas eden yüzeyleri için *ANSYS* tarafından kullanılması tavsiye edilen 3 boyutlu 8 düğümlü *CONTA174* yüzeyden yüzeye temas elemanı ve 3 boyutlu *TARGE170* hedef elemanı (*target segment*)

kullanılmıştır. Temas çiftlerinin uygulanması programda “modelleme” bölümünde yer alan “temas çifti (*contact pair*)” ara yüzü kullanılarak gerçekleştirilmiştir.

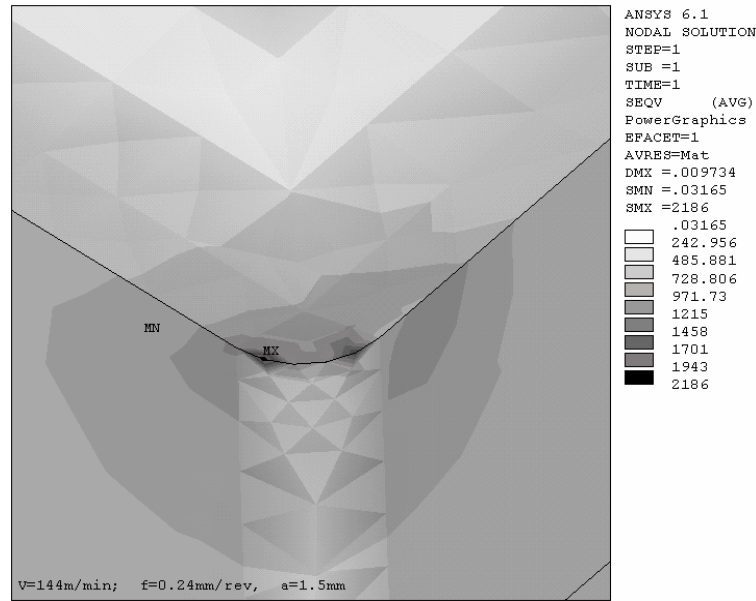
ANSYS’e göre daha yoğun ağ yapısı olan kısım “temas” ve daha büyük yüzeye sahip olan kısım da “hedef” olarak tanımlanması gerekmektedir. Buna göre kesici uç alt plakasının üst yüzeyi ile kesici ucu çevreleyen takım tutucunun yüzeyleri “hedef” olarak, kesici ucun bu yüzeylerle etkileşimde olan yüzeyleri de “temas” olarak tanımlanmıştır.

Kesici ucun tabanı ile kesici uç alt plakası arasındaki temas çifti oluşturulurken temas yüzeyinin davranışı tüm yönlerde “bağlı/yapışık (*bonded*)” olarak ve kesici ucun takım tutucuyla temas eden iki kenarı arasındaki temas çifti oluşturulurken de temas yüzeylerinin davranışı “standard” olarak uygulanmıştır. Temas yüzeyleri arasındaki sürtünme katsayısı da Wikgren’in [98] çalışmasındaki gibi 0,1 olarak seçilmiştir. *AMD*’de geometriler oluşturulurken, temas yüzeyleri arasında herhangi bir nüfuziyet (birbirinin sınırları içerisine geçme) oluşturulmadığından tüm temas elemanları için başlangıç nüfuziyeti “0” seçilmiştir.

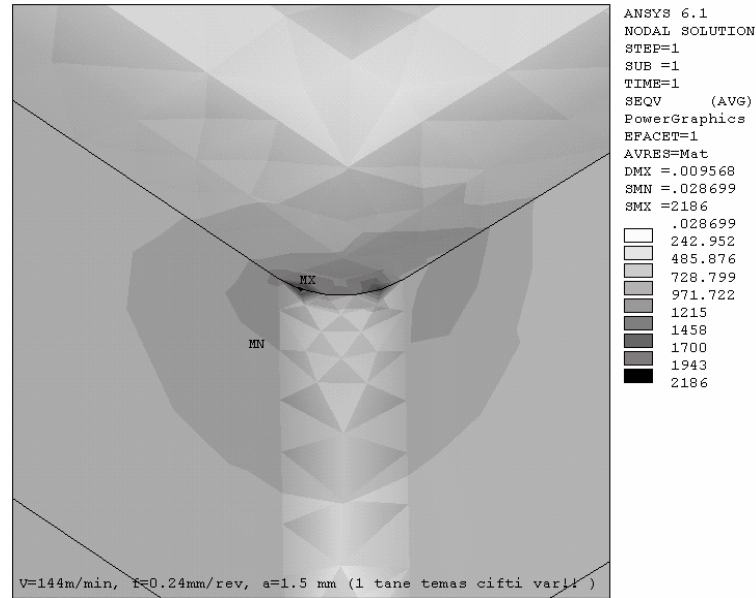
PSBNR 2525 M12 takım tutucu ve SNMM 120408-23 kesici uçtaki gerilmelerin analizi sırasında temas çiftlerinin gerilme sonuçları üzerinde hiçbir etkisinin olmadığı (Şekil 5.11), buna karşılık çözüm süresini yaklaşık 4–5 kat arttırdığı gözlenmiştir. P4 işlemcili 1024 MB bellek kapasiteli bir bilgisayarda temas çifti kullanılması halinde çözüm süresi yaklaşık 20–25 dakika sürmekte iken temas çiftlerinin kaldırılmasıyla bu süre 4–5 dakikaya kadar gerilemiştir. Buna göre, SSBCR 2525 M12, PSBNR 2525 M12 ve PCLNR 2525 M12 takım tutucu ile yapılan analizler için kesici ucun takım tutucuyla temas eden iki kenarı arasındaki temas çiftinin kullanılmasından vazgeçilmiştir.

Şekil 5.11’de PSBNR 2525 M12 takım tutucu ve SNMM 120408-23 kesici uçtaki toplam 3 temas çifti (kesici ucun takım tutucuyla temas eden iki kenarı arasındaki 2 temas çifti ve kesici ucun tabanı ile kesici uç alt plakası arasındaki 1 temas çifti) için

yapılan çözüm (Şekil 5.11a) ile 1 temas çifti (kesici ucun tabanı ile kesici uç alt plakası arasındaki 1 temas çifti) için yapılan çözümün (Şekil 5.11b) karşılaştırması verilmiştir.



a



b

Şekil 5.11. Temas çiftlerinin gerilmeler üzerindeki etkisi

- a) 3 tane temas çifti kullanılarak elde edilen çözüm
- b) 1 tane temas çifti kullanılarak elde edilen çözüm (kesici ucun tabanı ile kesici uç alt plakası arasındaki temas çifti)

Analizlerde kullanılan takım tutucu ve kesici uçlar için yapılan ağ oluşturma işlemi sonucunda elde edilen eleman ve düğüm sayıları Çizelge 5.9’da gösterilmiştir.

Çizelge 5.9. Kesici takımlar ve takım tutucular için kullanılan eleman ve düğüm sayıları

Kesici takımlar	Eleman sayısı	Düğüm sayısı
CSNR 2525 M12S takım tutucu	10237	11931
SNGN 120712 T01020 (KYON 4300)	26550	29663
SSBCR 2525 M12 takım tutucu	22167	26402
SCMW 12M508 (P 20 grade)	6929	7027
PSBNR 2525 M12 takım tutucu	11983	13927
SNMG 120408-QM (P 30 grade)	16764	18710
PCLNR 2525 M12 takım tutucu	12010	14034
CNMA 120404 (H 13A grade)	6810	6950
PSBNR 2525 M12 takım tutucu	7364	8363
SNMM 120408-23 (P 30 grade)	5231	5357

5.2.4. Yükleme durumu ve sınır şartları

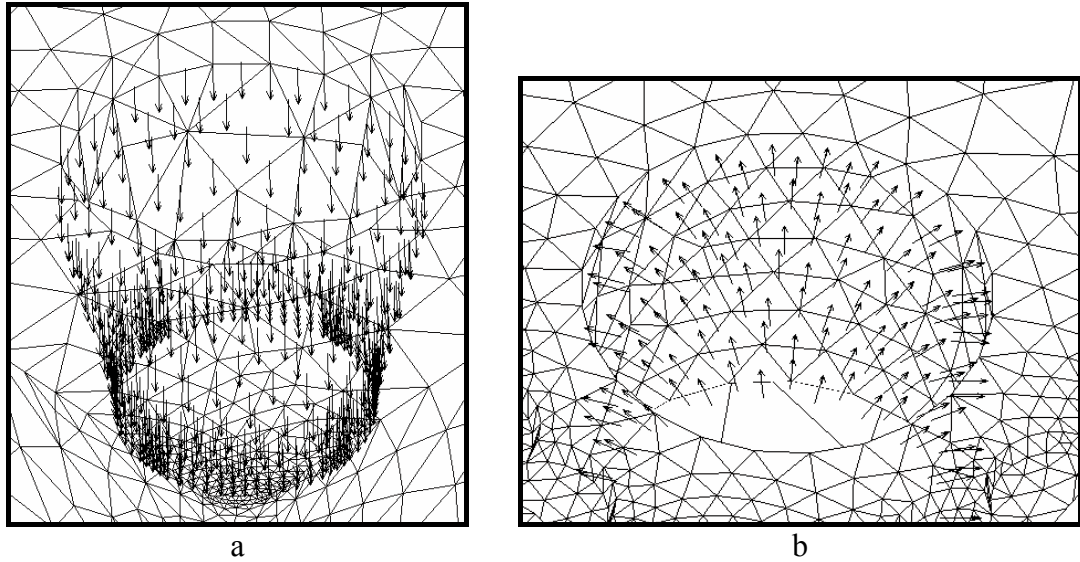
Katı model geometrinin oluşturulması, malzeme modellerinin çıkartılması, uygulanacak eleman tipi ve ağ elemanlarının boyutlarının seçilmesinden sonra gerilme analizi öncesinde yapılması gereken son işlemlerden birisi de; analizler için gerekli yükleme durumu, başlangıç şartları ve sınır şartlarının belirlenmesidir.

Sıkma kuvvetinin uygulanması

Analizlerde kesici ucu takım tutucuya tutturmak için ISO 1832’ye göre *C*, *S* ve *P* kesici uç tespitleme biçimi kullanılmıştır. Kesici uç, “*C*” yönteminde (Şekil 5.6a) bir sıkma plakası yardımıyla üstten ve “*S*” yönteminde (Şekil 5.6b) bir sıkma vidası yardımıyla delikten sıkılarak sabitlenirken “*P*” yönteminde de (Şekil 5.6e) bir çekirtme pimi vasıtasıyla yine delikten çekirtme yaptırılarak sabitlenmiştir. Kesici

ucu takım tutucuya tutturmak için gerekli sıkma kuvvetleri (“C ve S” yöntemi için 3370 N ve “P” yöntemi için 1040 N) literatürden elde edilmiştir [98,128].

“C ve S” yönteminde sıkma kuvveti (3370 N), sıkmanın uygulanacağı alan/alanlar üzerindeki düğümlere (Şekil 5.12a) birim düğüm için gelen kuvvet biçiminde (*force/on nodes*) uygulanmıştır. “P” yöntemi ise sıkma kuvveti (1040 N), sıkmanın uygulanacağı alana yüzey yükü biçiminde (*pressure/on area*) uygulanmış ve daha sonra elemanlara transfer edilmiştir (Şekil 5.12b).



Şekil 5.12. Sıkma kuvvetinin uygulanması

- a) Sıkma kuvvetinin düğümlere uygulanması
- b) Sıkma kuvvetinin yüzey yükü olarak uygulanması

Kesme kuvvetleri için yükleme durumunun belirlenmesi

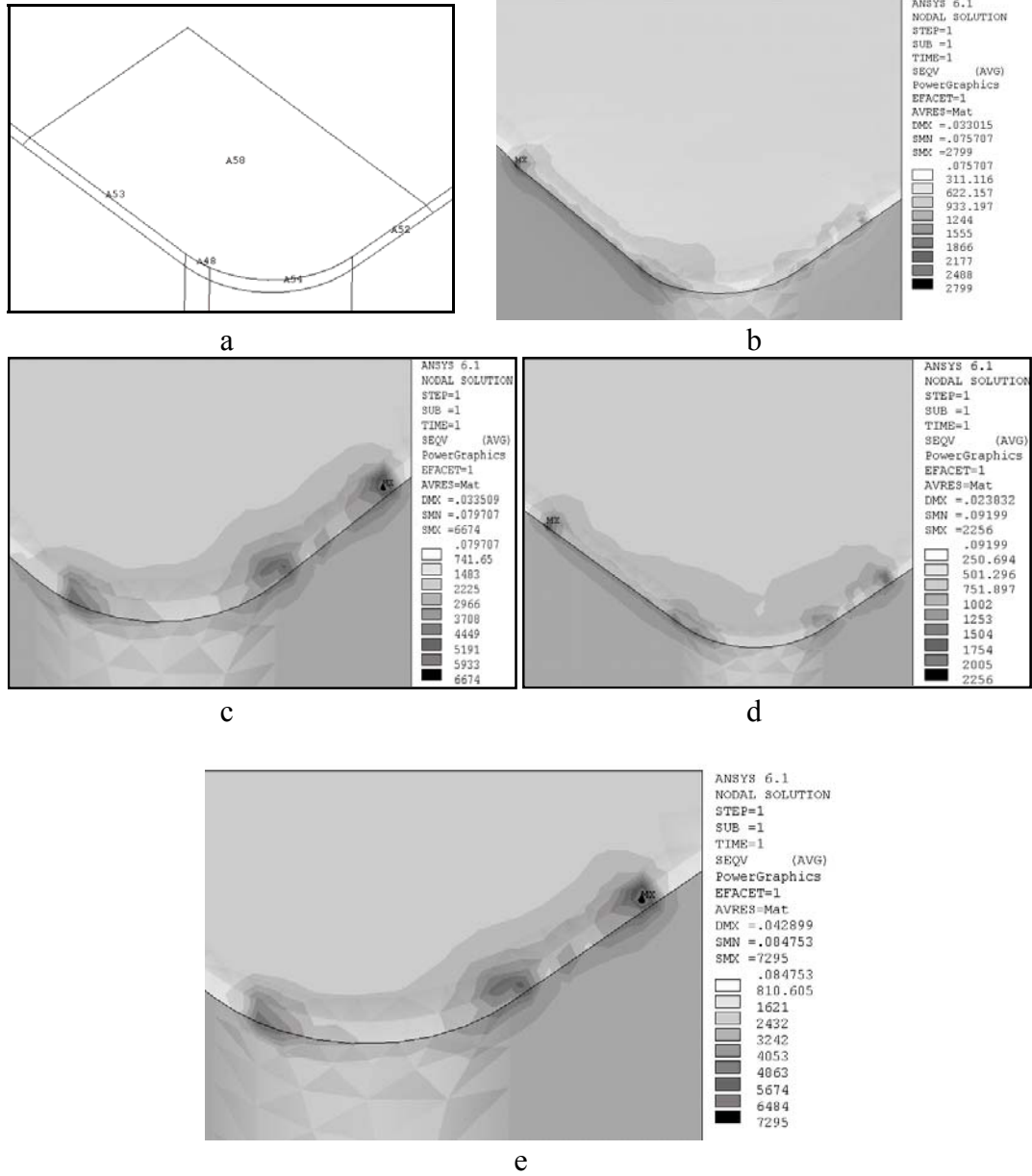
Analizler için oluşturulan eleman yapısı içerisinde kesme kuvvetlerinin nasıl uygulanacağına dair literatürde çeşitli yaklaşımlar izlenmiştir [53,98]. Ancak literatürden farklı olarak bu çalışmada seramik kesici uçlar için de analizler yapıldığından, kesme kuvvetlerinin nasıl uygulanacağına ilişkin çeşitli yükleme kombinasyonları denenmiştir. Bu amaçla kesme deneyleri sırasında kesici uçta oluşan takım aşınmasının hangi bölgede (kesici takımın burun yarıçapı ile iş

parçasının temasta olduğu bölgede, kesici takımın esas kesme kenarı üzerinde kesme derinliği mesafesinde veya kesici takımın talaş yüzeyi üzerinde) ve nasıl oluştuğu (yanak aşınması, çentiklenme veya krater aşınması) gözlenmiş, çeşitli yükleme kombinasyonları uygulanarak yapılan deneme analizlerindeki von Mises gerilme sonuçlarının hangi bölgede yoğunlaştığına bakılmış ve analizlerde nasıl bir yüklemenin uygulanması gerektiğine karar verilmiştir. Bu denemeler SNMG 120408-23 ve SNGN 120712 T01020 formundaki kesiciler üzerinde yapılmış ve denemelerde yük girdisi olarak kesme deneylerinde ölçülen en yüksek kesme kuvveti verileri kullanılmıştır.

Yükleme durumuyla ilgili olarak CSRNR 2525M12 takım tutucu ve SNGN 120712 T01020 forumundaki seramik kesici uç kullanılarak yapılan denemeler aşağıda özetlenmiştir:

1. Denemelerde $V = 500$ m/min, $f = 0,15$ mm/rev ve $a = 2$ mm için ölçülen kesme kuvvetleri ($F_C = 752$ N, $F_f = 581$ N ve $F_p = 355$ N) kullanılmıştır. Tüm denemelerde sıkma kuvveti (3370 N), sıkmanın uygulanacağı alan üzerindeki düğümlere birim düğüm için gelen kuvvet biçiminde uygulanmıştır (Şekil 5.12a). Kesme kuvvetlerinin (F_C , F_f ve F_p) uygulanmasında katı model oluşturma sürecinde hazırlanan talaş-takım temas alanı kullanılmıştır (Şekil 5.13a).
2. Şekil 5.6'da gösterilen koordinat sistemine göre, ilerleme kuvveti (F_f) x eksen, pasif kuvvet (F_p) y eksen ve esas kesme kuvveti (F_C) z eksen doğrultusunda uygulanmıştır.
3. İlk denemede F_C , F_f ve F_p , düğüm başına gelen kuvvet biçiminde 48, 52, 53, 54 ve 58 numaralı alanlar üzerindeki düğümlere uygulanmıştır (Şekil 5.13b).
4. F_C , ikinci denemede 48, 52, 53, 54 ve 58 numaralı alanlar ve F_f ve F_p de 52 ve 54 numaralı alanlar üzerindeki düğümlere uygulanmıştır (Şekil 5.13c).
5. Üçüncü denemede F_f ve F_p , yine düğüm başına gelen kuvvet biçiminde 48, 52, 53, 54 ve 58 numaralı alanlar üzerindeki düğümlere uygulanmış, F_C ise esas kesme kenarı üzerinde en yüksek olacak şekilde üçgen yayılı yük (*surface load / pressure*) olarak uygulanmıştır (Şekil 5.13d).

6. Dördüncü denemede ise F_f ve F_p , yine ikinci denemede olduğu gibi 52 ve 54 numaralı alanlar üzerindeki düğümlere F_C ise üçüncü denemede olduğu gibi esas kesme kenarı üzerinde en yüksek olacak şekilde üçgen yayılı yük olarak uygulanmıştır (Şekil 5.13e).

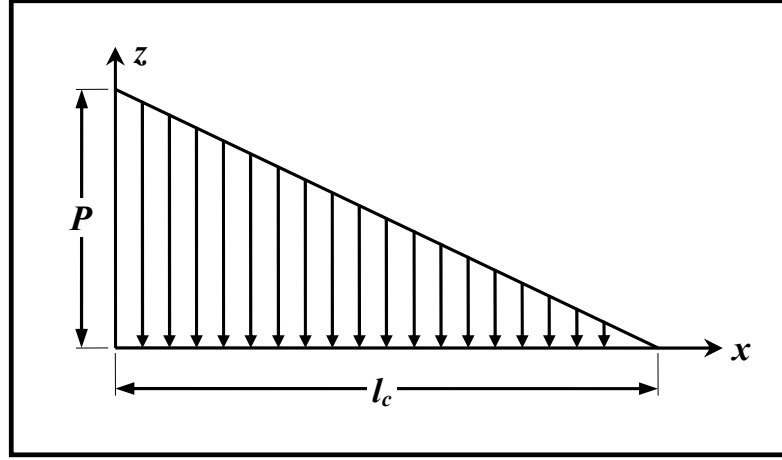


Şekil 5.13. Yükleme durumunun belirlenmesi için yapılan denemeler

Yapılan deneylerde CSRNR 2525M12 takım tutucu ve SNGN 120712 T01020 formundaki seramik kesici uç için Şekil 3.5'te gösterilen yanak ve çentiklenme tipi aşınmaların gerçekleştiği görülmüş ve buna göre bu kesiciler üzerinde yapılacak analizlerde kullanılacak yükleme durumunun, dördüncü denemede uygulanan yükleme durumu (Şekil 5.13e) olması gerektiğine karar verilmiştir.

Seramik kesici uçlarda diğer kesici uçlardan farklı olarak, dayanımı artırmak amacıyla pah yapıldığından; yükleme durumuyla ilgili benzer denemeler $V = 66$ m/min, $f = 0,24$ mm/rev ve $a = 1,5$ mm için PSBNR 2525M12 takım tutucu SNMM 120408-23 talaş kırıcı formundaki kesici takımlar üzerinde de ayrıca yapılmış ve yükleme durumunun nasıl uygulanması gerektiğine karar verilmiştir. Yapılan denemeler sonucunda, PSBNR 2525M12, SSBCR 2525M12 ve PCLNR 2525M12 takım tutucu ile yapılacak analizlerde; F_f ve F_p 'nin tüm talaş-takım temas alanı üzerindeki düğümlere düğüm başına gelen kuvvet biçiminde ve F_C 'nin de esas kesme kenarı üzerinde en yüksek olacak şekilde üçgen yayılı yük olarak uygulanması gerektiği sonucuna varılmıştır.

Analizlerde F_C 'nin esas kesme kenarı üzerinde en yüksek olacak şekilde üçgen yayılı yük olarak uygulanmasında; Şekil 5.14'te gösterilen yükleme durumu referans alınmıştır. Yayılı yükleme için ANSYS'te program tarafından girilmesi istenilen basınç değeri (Şekil 5.14'te " P " ile gösterilmiştir) Eş. 5.1'e göre ve eğim değeri de Eş. 5.2'ye göre hesaplanmıştır.



Şekil 5.14. F_C 'nin yayılı yük biçiminde uygulanması

$$P = \frac{2 \times F_C}{l_c} \quad (5.1)$$

$$Eğim = -\frac{P}{l_c} \quad (5.2)$$

Başlangıç ve sınır şartları

Analiz öncesinde yapılan hazırlıkların son aşamasını analizlerde kullanılacak başlangıç ve sınır şartları oluşturmaktadır. Çözüm süresini azaltmak amacıyla sonlu eleman modelini basitleştirmek için literatüre paralellik arz eden aşağıda verilen bazı kabuller yapılmıştır:

1. Kesici uçtaki tüm ayrıntılar oluşturulurken, takım tutucudaki tüm küçük kenar yuvarlatma (*ER-Edge Rounding*) yarıçapları ve pahlar ihmal edilmiştir.
2. Kesici ucu sıkma biçimine bakılmaksızın tüm sonlu eleman modellerinde sıkma elemanlarının kullanılması ihmal edilmiş (örneğin sıkma vidası katı modelleme sürecinde oluşturulmamıştır), ancak sıkma elemanları ile sağlanan sıkma kuvvetleri sadece kesici uca uygulanmıştır.

3. Takım tutucu, altlık ve kesici ucun ağırlık değerlerinin ölçülen kesme kuvvetlerine göre çok küçük olması sebebiyle, kesme kuvvetlerinin uygulanmasında bu ağırlıklar ihmal edilmiştir.
4. Çözüm süresini azaltmak için takım tutucu ile kesici uç alt plakasının alt yüzeyi arasındaki temas etkisi ihmal edilmiş ve takım tutucu ile kesici uç alt plakası için bir tek katı model olacak şekilde birleştirilmiştir.
5. Eleman sayısını ve dolayısıyla da çözüm süresini azaltmak amacıyla analizlerde bütün takım tutucular, bağlama uzunluğu mesafesinde modellenmiş ve takım tutucunun kesme deneyleri sırasında dinamometre içerisinde kalan kısmının modellenmesi ihmal edilmiştir.
6. Analizlerde kullanılan kesici uçların başlangıçta yeni ve keskin (kullanılmamış, hiçbir şekilde aşınmamış) olduğu kabul edilmiştir.
7. Yer değiştirmelerin uygulanan yüklerle orantılı ve katı model geometrisine göre çok küçük boyutlarda olduğu, uygulanan yüklemenin kaldırılması halinde kesici takımların orijinal durumlarına geri döndüğü kabul edilmiştir.
8. Statik durum için analiz yapılmış ve hiçbir titreşimin olmadığı kabul edilmiştir. Kesme sırasındaki sıcaklık etkileri ihmal edilmiştir.
9. Sınır şartı olarak takım tutucunun dinamometreye bağlandığı kesitte (takım tutucunun bağlama uzunluğu) tüm yönlerdeki yer değiştirme sıfır seçilmiş ve bağlama uzunluğuna karşılık gelen kesit alanı üzerinde bulunan bütün düğümlere bu sınır şartı uygulanmıştır.

Çözüm prosedürü

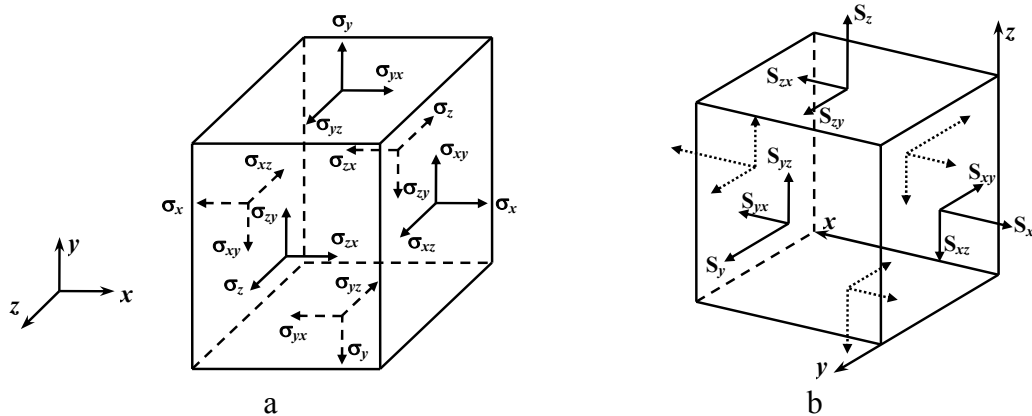
Analiz öncesinde yapılan bu hazırlıklar sonrasında analiz tipi olarak statik (denge durumu) analiz kullanılmıştır. Kesici uç alt plakası ile kesici uç arasında temas çifti uygulandığından; *ANSYS*, doğrusal olmayan (*non-linear*) analiz ve bu analizler için de *Full Newton–Raphson* metodu olarak adlandırılan iterasyon işlemini kullanmıştır.

Yukarıda detaylı bir şekilde anlatılan analiz prosedürü takip edilerek toplam 200 analiz gerçekleştirilmiştir. Analizler, her bir iş parçası–kesici takım çifti için Ek 1’de

gösterilen ve analiz öncesinde hazırlanan bir kütük (*log*) dosyasından okutulmak suretiyle parametrik olarak yapılmıştır. Bunun için ilgili kesici takım grubuna (takım tutucu ve kesici uç) ait analizleri yapmak amacıyla talaş-takım temas alanı oluşturularak ve sıkma kuvvetleri ve sınır şartları uygulanarak hazırlanan şablonlar kullanılmıştır. Kütük dosyasında ise dosyalama sisteminin tanımlamasının yapılması ve kesme kuvveti değerlerinin belirtilmesi gerekmektedir. Böylece, *ANSYS* programı açıldıktan sonra gerekli girdiler kütük dosyasından okutulmak suretiyle çözüm yaptırılmıştır.

Kesme parametrelerindeki değişime göre kesici takımda oluşan ve özellikle talaş yüzeyi, yardımcı yüzeyler, esas kesme kenarı, yardımcı kesme kenarı ve kesici takımındaki aşınma üzerinde etkileri bulunan gerilmelerin incelenmesi için analizler sonucunda belirlenen σ_x , σ_y ve σ_z normal gerilme bileşenleri (*ANSYS*'teki ifadesi S_X , S_Y ve S_Z), τ_{xy} , τ_{yz} ve τ_{xz} kayma gerilmesi bileşenleri (*ANSYS*'teki ifadesi S_{XY} , S_{YZ} ve S_{XZ}) ve S_{EQV} von Mises gerilmesi kullanılmıştır.

ANSYS, gerilme bileşenlerinin koordinat sistemlerine göre ifadesi için Şekil 5.15a'da 3 boyutlu bir küp üzerinde gösterilen notasyonları kullanmaktadır. Şekil 5.15b'de ise *ANSYS*'de gösterilen notasyonun analizler için hazırlanan kesici takımlar için düzenlenmiş hali gösterilmiştir.



Şekil 5.15. Üç boyutlu gerilme notasyonu

a) *ANSYS*'teki gösterim, b) Analiz sonuçları için kullanılan gösterim

5.3. Esas Kesme Kuvveti ve Gerilme Bileşenlerinin Modellenmesi

Esas kesme kuvvetinin modellenmesine ilişkin literatürde çeşitli çalışmalar mevcuttur. Ancak bu çalışmaların büyük bir bölümünde esas kesme kuvveti çok sayıda parametre kullanılmak suretiyle ifade edilmektedir. Esas kesme kuvvetiyle ilgili güvenilir sonuçların alınabilmesi için kuvvet modelinde kullanılan parametrelerin çok iyi belirlenmesi gerekmektedir. Bu amaçla literatürde çeşitli analitik çalışmalarda bulunulmuş veya doğrudan deneysel çalışmalar yapılmıştır. Literatürde kesme sırasında kesici takımında oluşan gerilmelerin modellenmesiyle ilgili çok az sayıda çalışmaya yer almaktadır. Gerilmelerin modellenmesini ihtiva eden bu çalışmaların büyük çoğunluğunda ise kesme işlemi, genelde 2 boyutlu ele alınmış olup; kesici takımın talaş yüzeyinde gerçekleşen normal ve kayma gerilmesi, esas kesme kuvvetinde olduğu gibi çeşitli parametreler yardımıyla modellenmiştir.

Ancak esas kesme kuvveti ve gerilme bileşenlerinin modellenmesinde kullanılan parametrelerin oldukça karmaşık analitik yaklaşımlar gerektirmesi ve deneysel çalışma maliyetlerinin ise çok yüksek olması sebebiyle; güvenilirliği yüksek, ekonomik ve gerçek kesme şartlarına kolay uygulanabilir modellerin geliştirilmesi amaçlanmıştır.

5.3.1. Esas kesme kuvvetinin modellenmesi

Talaş kaldırma mekaniğinde, talaş oluşumunda iş parçası–kesici takım çiftine bağlı olarak kesme hızı, ilerleme ve kesme derinliği gibi kesme parametreleri aktif rol oynamaktadır. Bu sebeple esas kesme kuvveti için matematiksel bir modelin geliştirilmesinde bu kesme parametrelerinin kullanılması düşünülmüş ve böylece ilave deneyler gerektirmemesi açısından ekonomik olması ve gerçek kesme şartlarına kolay uygulanabilir olması amaçlanmıştır.

Buna göre esas kesme kuvvetinin; kesme deneyleri sırasında girdi olarak kullanılan kesme hızı, ilerleme ve kesme derinliği değerlerine göre değiştiği kabulü yapılmış ve bu kabule dayalı olarak esas kesme kuvveti (Newton) için, Eş. 5.3'te gösterilen ve takım ömrü için geliştirilen *Gilbert* modelini (*genişletilmiş Taylor modeli*) [1] esas alan model geliştirilmiştir:

$$F_C = C \times V^r \times f^s \times a^t \quad (5.3)$$

Burada C , iş parçası–kesici takım çiftine bağlı eşitlik sabitini; r , s ve t ise iş parçası–kesici takım çiftine bağlı olarak sırasıyla kesme hızı (V , m/min), ilerleme (f , mm/rev) ve kesme derinliği (a , mm) için üs değerlerini göstermektedir.

Esas kesme kuvveti (F_C) değerleri, Bölüm 5.1.5'te verilen kesme parametrelerine bağlı olarak deneysel çalışmalarla ölçüldüğünden; Eş. 5.3'ün çözülebilmesi için, iş parçası–kesici takım çiftine bağlı C sabitinin ve sırasıyla kesme hızı, ilerleme ve kesme derinliği için r , s ve t üs değerlerinin hesaplanması gerekmektedir. Bu amaçla Eş. 5.3 ifadesi,

$$\log F_C = \log C + r \log V + s \log f + t \log a \quad (5.4)$$

biçiminde logaritmik forma,

$$Y = \beta_0 X_0 + \beta_1 X_1 + \beta_2 X_2 + \beta_3 X_3 + \varepsilon \quad (5.5)$$

eşitliğini kullanmak suretiyle de doğrusal forma dönüştürülmüştür. Eş. 5.5'te; Y , deneylerle ölçülen esas kesme kuvvetinin logaritmik değerleri olan $\log F_C$ değerlerini; β_1 , β_2 ve β_3 bulunacak eşitlik katsayılarını (sırasıyla r , s ve t üs değerleridir); X_1 , X_2 ve X_3 sırasıyla $\log V$, $\log f$ ve $\log a$ değerlerini; ε ise gerçekleşebilecek muhtemel hatayı göstermektedir. Eşitlikte yer alan β_0 ve X_0 ise iş

parçası–kesici takım çiftine bağlı C sabitinin belirlenmesinde kullanılacak olup; X_0 hayali bir değişken olarak ele alınmış ve değerinin 1 olduğu kabul edilmiştir.

Eş. 5.5, bir adet bağımlı değişken (Y) ve üç adet bağımsız değişken (X_1, X_2 ve X_3) ihtiva ettiğinden, Eşitlik 5.5'in ve dolayısıyla da Eş. 5.3'ün çözümü; aralarında sebep–sonuç ilişkisi bulunan iki veya daha fazla değişken arasındaki ilişkiyi, o konu ile ilgili tahminler veya kestirimler yapabilmek amacıyla regresyon modeli olarak adlandırılan matematiksel bir model ile karakterize eden istatistiksel bir analiz tekniği olan *regresyon analizi* kullanılarak gerçekleştirilmiştir.

Eş. 5.5 ifadesi, regresyon analizi tiplerinden *çok değişkenli doğrusal regresyon analizi* kapsamında yer aldığından; Eş. 5.5'in çözümü ($\beta_0, \beta_1, \beta_2$ ve β_3 katsayılarının tahmini) en küçük kareler metodu yardımıyla EK 2'de kısaca anlatılan prosedür uygulanarak gerçekleştirilmiştir.

Esas kesme kuvvetinin ölçülmesinde Bölüm 5.1.5'te belirtilen kesme parametreleri kullanıldığından; Inconel 718 için 50, AISI 1117 için 50 ve kesme kuvveti değerleri ile literatürden alınan [120,121] AISI 1040 için 32, AISI 4320 için 32 ve Inconel 718 için 36 olmak üzere toplam 200 F_C değeri bulunmaktadır. Buna göre her bir iş parçası–kesici takım çifti için Eş. 5.5 ifadesi,

$$y_i = \beta_1 + \beta_2 x_{2i} + \beta_3 x_{3i} + \dots + \beta_K x_{Ki} + e_i \quad (i = 1, \dots, n ; k = 2, \dots, 4) \quad (5.6)$$

şeklinde yazılırsa,

$$\begin{aligned} y_1 &= \beta_1 + \beta_2 x_{21} + \beta_3 x_{31} + \beta_4 x_{41} + \dots + \beta_K x_{K1} + e_1 \\ y_2 &= \beta_1 + \beta_2 x_{22} + \beta_3 x_{32} + \beta_4 x_{42} + \dots + \beta_K x_{K2} + e_2 \\ &\dots \\ y_n &= \beta_1 + \beta_2 x_{2n} + \beta_3 x_{3n} + \beta_4 x_{4n} + \dots + \beta_K x_{Kn} + e_n \end{aligned} \quad (5.7)$$

elde edilebilir. Eş. 5.7'nin matris formundaki gösterimi ise

$$Y = \begin{bmatrix} y_1 \\ y_2 \\ \dots \\ y_n \end{bmatrix}, B = \begin{bmatrix} \beta_1 \\ \beta_2 \\ \dots \\ \beta_n \end{bmatrix}, e = \begin{bmatrix} e_1 \\ e_2 \\ \dots \\ e_n \end{bmatrix} \text{ ve } X = \begin{bmatrix} 1 & x_{21} & \dots & x_{K1} \\ 1 & x_{22} & \dots & x_{K2} \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ 1 & x_{2n} & \dots & x_{Kn} \end{bmatrix}$$

olmak üzere,

$$\begin{bmatrix} y_1 \\ y_2 \\ \dots \\ y_n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & x_{21} & \dots & x_{K1} \\ 1 & x_{22} & \dots & x_{K2} \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ 1 & x_{2n} & \dots & x_{Kn} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \beta_1 \\ \beta_2 \\ \dots \\ \beta_n \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} e_1 \\ e_2 \\ \dots \\ e_n \end{bmatrix} \quad (5.8a)$$

veya

$$Y = XB + e \quad (5.8b)$$

biçimindedir. Burada n ve K sırasıyla her bir iş parçası–kesici takım çifti için deney ve parametre sayısını (örneğin; AISI 1117 için $n = 50$ ve $K = 4$) ifade etmekte olup; Y , $n \times 1$ boyutundaki *bağımlı değişkenler vektörünü*; X , $n \times K$ boyutunda *bağımsız değişkenler matrisini*; B , $K \times 1$ boyutunda *model sabitleri vektörünü* ve e , $n \times 1$ boyutunda *hata terimleri vektörünü* göstermektedir.

Çoklu doğrusal regresyon analizinde parametrelerin (*model sabitleri vektörü*) tahmini; en küçük kareler metodu yardımıyla, gerçek (deneylerle ölçülen) değerler ile teorik (hesaplanan) değerler arasındaki farkların kareleri toplamının minimize edilmesiyle yapılmaktadır.

EK 2’de belirtilen prosedüre uygun olarak gerekli düzenlemeler yapılırsa; *model sabitleri vektörü* ve dolayısıyla da Eş. 5.3’te sırasıyla kesme hızı, ilerleme ve kesme derinliği için belirtilen r , s ve t üs değerlerinin hesaplanması için gereken çözüm,

$$B = [X'X]^{-1} X'Y \quad (5.9)$$

halini alır [129–134]. Eş. 5.9'da; X' , X bağımsız değişkenler matrisinin transpozunu; $[X'X]^{-1}$, $[X'X]$ matris çarpımının tersini ve Y , deneylerle ölçülen değerler ($\log F_C$ 'lerden oluşmaktadır) vektörünü göstermektedir. Eş. 5.3'te belirtilen her bir iş parçası–kesici takım çiftine bağlı r , s ve t üs değerleri ile C sabitleri, Eş. 5.9'un her bir iş parçası malzemesi ve kesici takım çifti için çözülmesi suretiyle bulunmuştur.

Buna göre Inconel 718&CSRNR 2525 M12S/SNGN 120712 T01020, AISI 1117&SSBCR 2525 M12/SCMW 12M508, Inconel 718&PCLNR 2525 M12/CNMA 120404, AISI 1040&PSBNR 2525 M12/SNMG 120408-26&SNMM 120408-TTS, ve AISI 4320&PSBNR 2525 M12/SNMG 120408-26&SNMM 120408-TTS iş parçası–kesici takım çiftleri için ayrı ayrı C , r , s ve t değerleri hesaplanmıştır.

Geliştirilen regresyon modelindeki gözlem değerlerinin hazırlanan modele uygunluğunun kontrolü için ise EK 2'de belirtilen belirlilik katsayısı (R^2) kullanılmıştır.

5.3.2. Gerilme bileşenlerinin modellenmesi

Çalışma kapsamında Bölüm 5.2'de belirtilen, kesici takımında oluşan gerilmelerin analiz edilebilmesi amacıyla esas kesme kuvveti, ilerleme kuvveti ve pasif kuvvet ile talaş–takım temas alanı, *ANSYS* programında girdi olarak kullanılmıştır.

Kesici takımında oluşan gerilme bileşenlerinin modellenmesinde; gerilme bileşenlerinin, *ANSYS* hesaplamalarında girdi olarak kullanılan esas kesme kuvveti, ilerleme kuvveti ve pasif kuvvet ile talaş–takım temas alanına bağlı olarak değiştiği kabul edilmiştir. Bu kabule dayalı olarak, gerilme bileşenleri (S_x , S_y ve S_z normal

gerilme bileşenleri; S_{XY} , S_{YZ} ve S_{XZ} kayma gerilmesi bileşenleri ve S_{EQV} von Mises gerilmeleri) için Eş. 5.3'e benzer bir model geliştirilmiştir:

$$S_i = c \times (F_C)^p \times (F_f)^q \times (F_p)^u \times A_c^w \quad (5.10)$$

Burada S_i , hesaplanan gerilme bileşenini (MPa, örneğin S_X); c , iş parçası–kesici takım çiftine bağlı ilgili gerilme bileşeni sabitini; F_C , F_f ve F_p sırasıyla esas kesme kuvvetini (N), ilerleme kuvvetini (N) ve pasif kuvveti (N); A_c , talaş–takım temas alanını (mm^2); p , q , u ve w , iş parçası–kesici takım çiftine bağlı olarak sırasıyla esas kesme kuvveti, ilerleme kuvveti, pasif kuvvet ile talaş–takım temas alanı için üs değerlerini göstermektedir.

Eş. 5.10'un çözülebilmesi için p , q , u ve w üs değerleri ile iş parçası–kesici takım çiftine bağlı ilgili gerilme bileşeni sabitinin (c) belirlenmesi gerekmektedir. Bu amaçla Eş. 5.10 ifadesi, Eş. 5.3'e benzer bir şekilde,

$$\log S_i = \log c + p \log F_C + q \log F_f + u \log F_p + w \log A_c \quad (5.11)$$

biçiminde logaritmik forma ve daha sonra da,

$$y = c_0 x_0 + c_1 x_1 + c_2 x_2 + c_3 x_3 + c_4 x_4 + \varepsilon \quad (5.12)$$

eşitliği kullanılmak suretiyle doğrusal forma dönüştürülmüştür. Eş. 5.12'de; y , tahmin edilecek gerilme bileşeninin logaritmik değerini (örneğin $\log S_X$); c_1 , c_2 , c_3 ve c_4 bulunacak eşitlik katsayılarını (sırasıyla p , q , u ve w üs değerleridir); x_1 , x_2 , x_3 ve x_4 sırasıyla $\log F_C$, $\log F_f$, $\log F_p$ ve $\log A_c$ değerlerini ve ε ise gerçekleşebilecek muhtemel hatayı göstermektedir. Eşitlikte yer alan c_0 ve x_0 ise iş

parçası–kesici takım çiftine bağlı c sabitinin belirlenmesinde kullanılacak olup; x_0 hayali bir değişken olarak ele alınmış ve değerinin 1 olduğu kabul edilmiştir.

Eş. 5.12, Eş. 5.7’de gösterildiği gibi düzenlenecek olursa; her bir iş parçası malzemesi–kesici takım çifti için $x_0 = 1$ olmak üzere dört adet bağımsız değişken (x_1, x_2, x_3 ve x_4) ile sonlu eleman analizleri yardımıyla hesaplanan ve yapılan kesme deneyleri sayısına eşit sayıdaki gerilme bileşeni logaritmik değerinden oluşan bağımlı değişken ihtiva etmektedir.

Eş. 5.10’un çözüm prosedürü için Bölüm 5.3.1’de belirtilen çözüm prosedürü uygulanmış ve Eş. 5.10’u kullanmak suretiyle, Inconel 718&CSRNR 2525 M12S/SNGN 120712 T01020 ve AISI 1117&SSBCR 2525 M12/SCMW 12M508 iş parçası–kesici takım çiftinin S_X, S_Y, S_Z çekme ve basma normal gerilmeleri; S_{XY}, S_{YZ}, S_{XZ} “+” ve “-” işareti kayma gerilmeleri ve S_{EQV} gerilmeleri olmak üzere toplam 13 gerilme bileşeninin her biri için ayrı ayrı c, p, q, u ve w değerleri hesaplanmıştır.

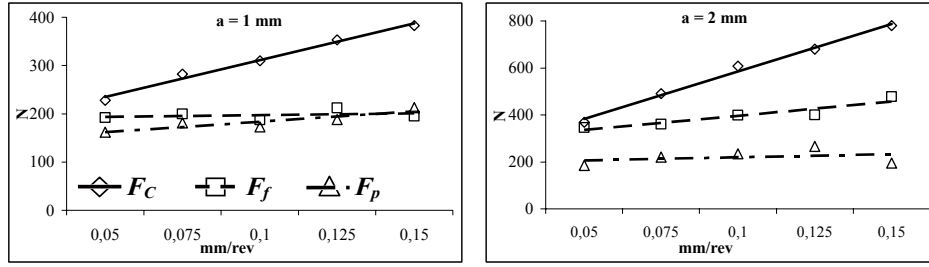
Hesaplamalarda 1 mm ve 2 mm kesme derinliği için talaş–takım temas alanları; kesici takımların geometrik özellikleri dikkate alınarak *AutoCAD* yardımıyla bulunmuş olup; SNGN 120712 T01020 seramik uç için sırasıyla $A_{c_1} = 2,0308 \text{ mm}^2$, $A_{c_2} = 8,0561 \text{ mm}^2$ ve SCMW 12M508 için ise $A_{c_1} = 2,3055 \text{ mm}^2$, $A_{c_2} = 8,8894 \text{ mm}^2$ olarak belirlenmiştir.

6. DENEY/ANALİZ SONUÇLARI VE TARTIŞMA

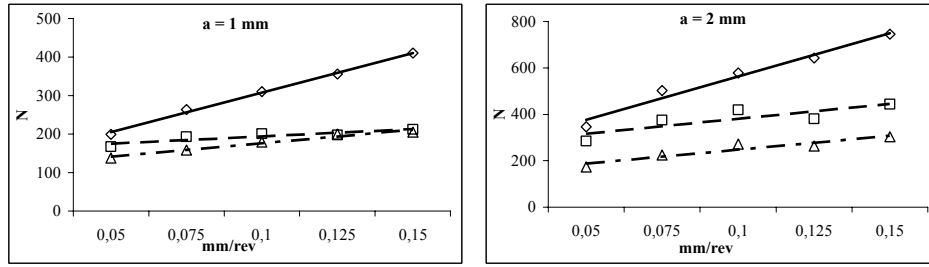
6.1. Kesme Kuvvetleri

CSRNR 2525M12 takım tutucu ve *SNGN 120712 T01020 (KYON 4300)* whisker takviyeli seramik kesici uç kullanılarak Inconel 718 nikel esaslı süper alaşımı üzerinde yapılan toplam 50 deneyde ölçülen kesme kuvvetleri, beş farklı kesme hızı için Şekil 6.1’de gösterilmiştir.

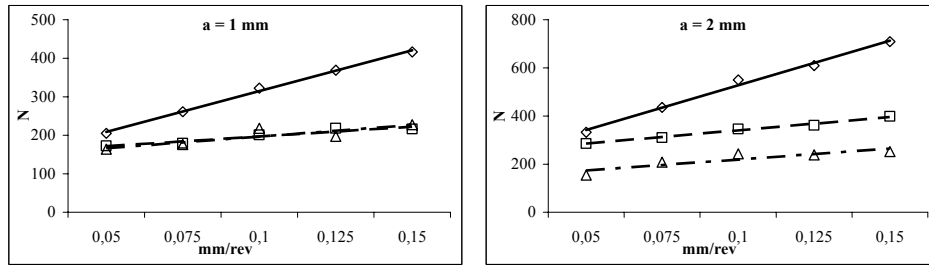
Genel olarak bakıldığında; tüm deneyler için kesme derinliği ve ilerleme değerindeki artışa paralel olarak kesme kuvveti bileşenlerinin arttığı, buna karşın kesme hızındaki artışla birlikte kesme kuvveti bileşenlerinin azaldığı gözlenmiştir (Şekil 6.1). Özellikle kesme derinliği 2 mm için F_C değerleri, diğer bileşenlere göre daha yüksek belirlenmiştir. F_C , F_f ve F_p için en yüksek değerler $f = 0,15$ mm/rev ve $a = 2$ mm şartlarında sırasıyla 780 N ($V = 225$ m/min), 581 N ($V = 500$ m/min) ve 355 N ($V = 500$ m/min) olarak ölçülmüştür. Seramik kesici ucun kırılma dayanımını artırmak amacıyla kesici kenara uygulanan pah sebebiyle F_f ve F_p ’nin F_C ’ye oranlarının oldukça yüksek olduğu dikkat çekmektedir (sırasıyla yaklaşık 0,68 ve 0,52). Tüm kesme hızları için ilerlemedeki 2 kat değişime nazaran, kesme derinliğinin 2 kat artması sonucu kesme kuvvetlerinde daha büyük değişimlerin olduğu ve buna göre kesme kuvvetleri üzerinde kesme derinliğinin ilerlemeye göre daha etkili olduğu görülmüştür. Kesme derinliği 1 mm için ölçülen kesme kuvveti bileşenleriyle kıyaslandığında kesme derinliği 2 mm için ölçülen F_f değerlerinin oldukça yüksek olduğu belirlenmiştir. Deneyler sırasında kesme derinliği 1 mm için seramik kesici uçtaki aşınma biçiminin Bölüm 3.3’te Şekil 3.5b’de gösterilen yardımcı kesme kenarı üzerinde olduğu, kesme derinliğinin 2 mm olması halinde ise yanak aşınması ve özellikle esas kesme kenarının kesme derinliği mesafesinde çentiklenme biçiminde gerçekleştiği tespit edilmiştir.



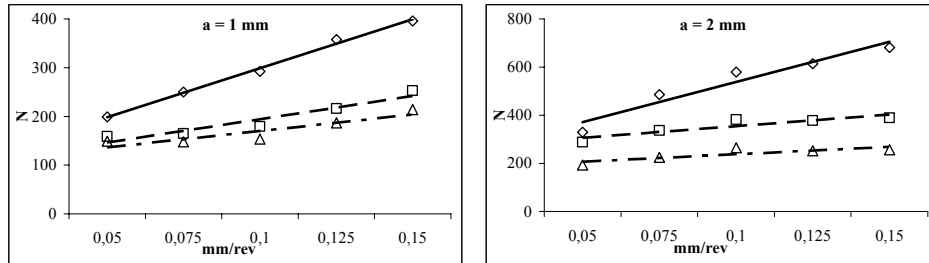
a) V = 225 m/min



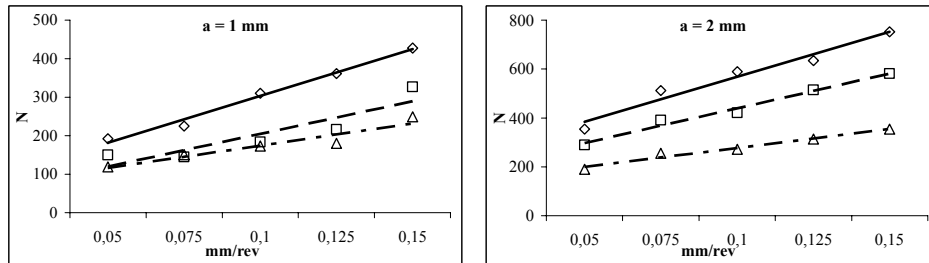
b) V = 300 m/min



c) V = 350 m/min



d) V = 400 m/min



e) V = 500 m/min

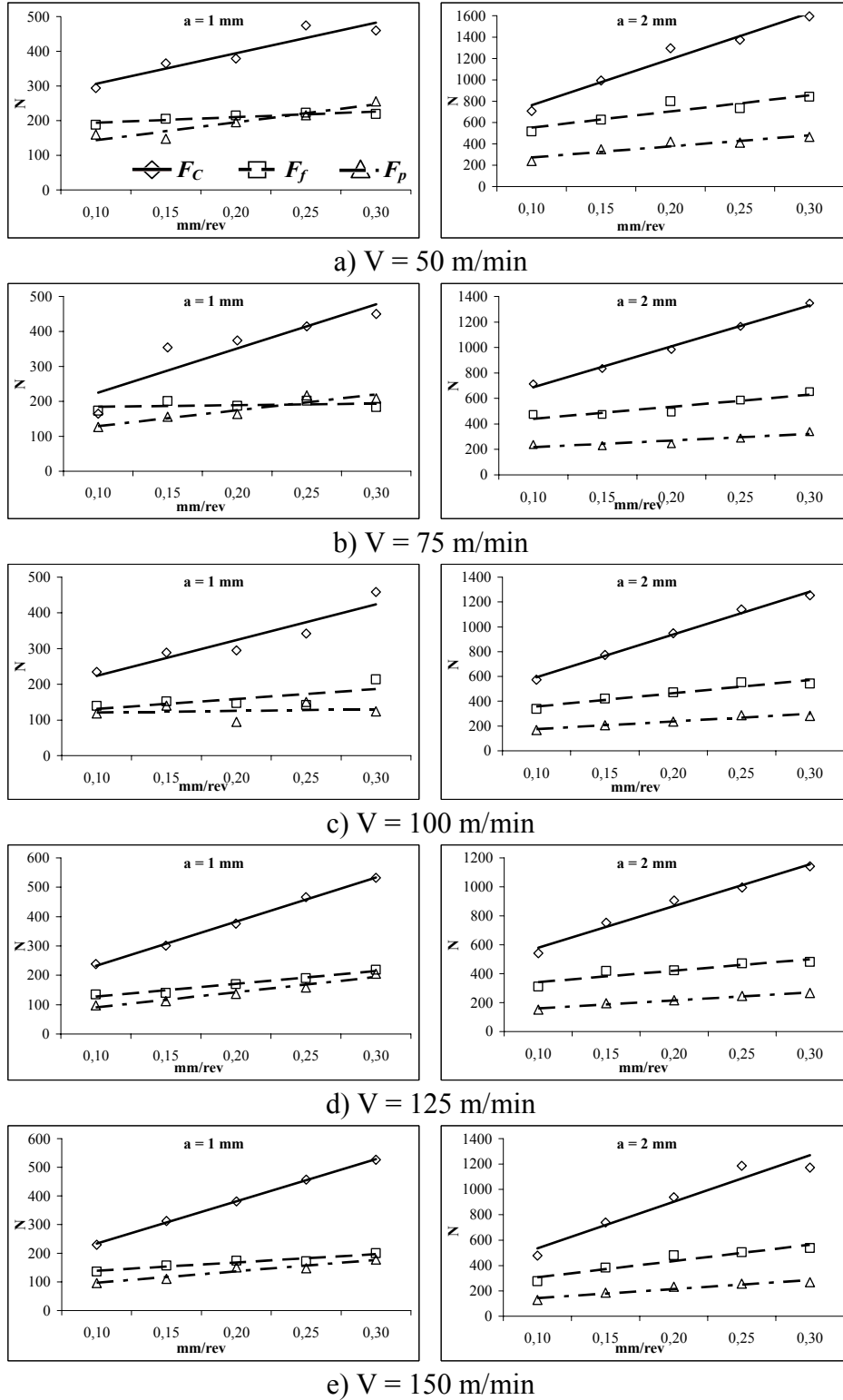
Şekil 6.1. Inconel 718 iş parçası ve CSRNR2525M12/ SNGN 120712 T01020 (KYON 4300) kesici takımları için ilerleme–kesme kuvveti ilişkisi

AISI 1117 çelik ile *SSBCR 2525M12* takım tutucu ve *SCMW 12M508 (P20 grade)* kesici uç kullanılarak yapılan toplam 50 deneyde ölçülen kesme kuvvetleri ise beş farklı kesme hızı için Şekil 6.2’de gösterilmiştir.

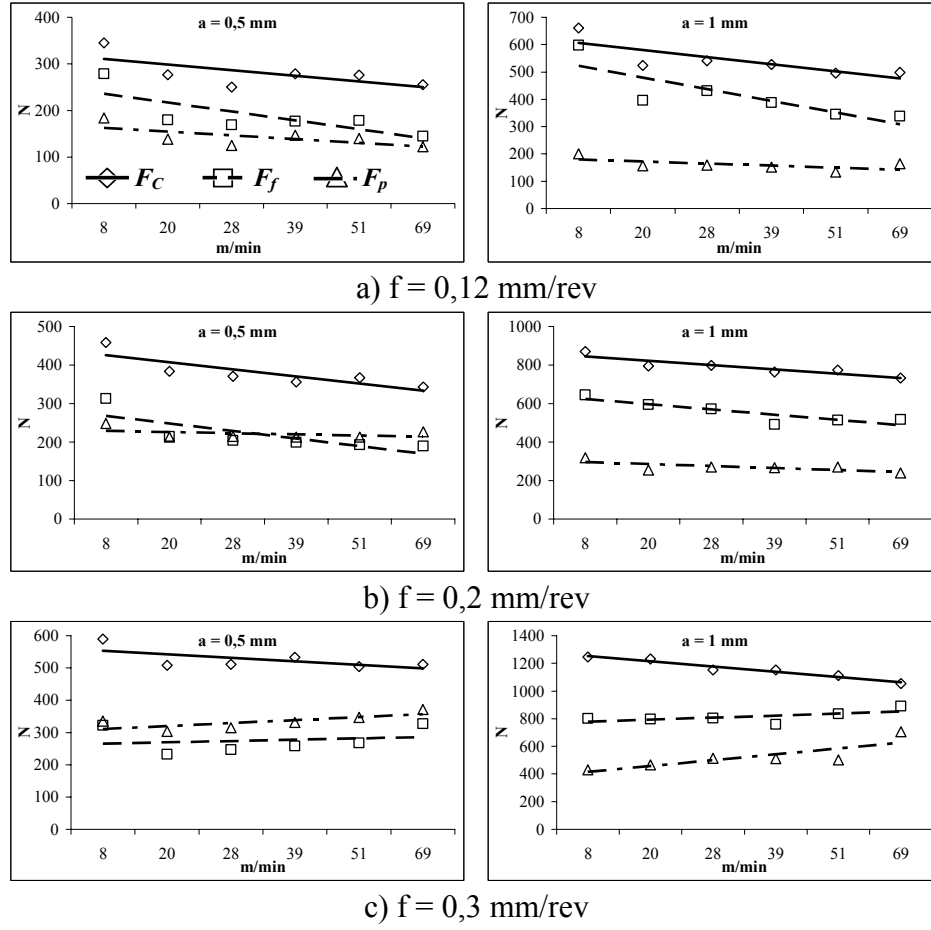
Şekil 6.2’ye bakıldığında, kesme hızındaki artışla kesme kuvveti bileşenlerinin azaldığı, ancak kesme derinliği ve ilerleme değerindeki artışa paralel olarak kesme kuvveti bileşenlerinin arttığı dikkat çekmektedir. Özellikle düşük kesme hızlarındaki kesme kuvveti bileşenlerinin diğerlerine göre çok yüksek olduğu gözlenmiştir. F_C , F_f ve F_p için en yüksek değerler (sırasıyla 1594 N, 842 N ve 465N) 50 m/min kesme hızı, 0,3 mm/rev ilerleme ve 2 mm kesme derinliği şartlarında gerçekleşmiştir. F_f ve F_p ’nin F_C ’ye oranları sırasıyla yaklaşık 0,52 ve 0,35 olarak belirlenmiştir.

Inconel 718 kullanılarak *PCLNR 2525M12* takım tutucu ve *CNMA 120404 (H13A grade)* kesici için literatürden elde edilen deneylerde ölçülen kesme kuvvetleri [120] Şekil 6.3’te gösterilmiştir.

Choudhury and Baradie tarafından yapılan deneylerde [120], kesme hızındaki artışla birlikte kesme kuvveti bileşenlerinin azaldığı, buna karşın kesme derinliği ve ilerleme değerindeki artışa paralel olarak kesme kuvveti bileşenlerinin arttığı gözlenmiştir. Özellikle ilerlemedeki artışa paralel olarak F_C ve F_f değerlerinde belirgin bir yükselmenin olduğu dikkat çekmektedir. F_C için en yüksek kuvvet (1246 N), düşük kesme hızı ve yüksek ilerlemede kesme derinliği 1 mm için belirlenirken; F_f ve F_p için en yüksek değerler (sırasıyla 892 N ve 705N) 69 m/min kesme hızı, 0,3 mm/rev ilerleme ve 1 mm kesme derinliği şartlarında gerçekleşmiştir. F_f ve F_p ’nin F_C ’ye oranları sırasıyla yaklaşık 0,66 ve 0,46 olarak tespit edilmiştir.



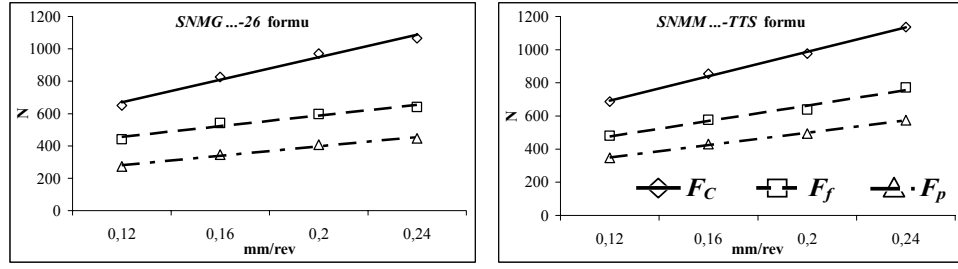
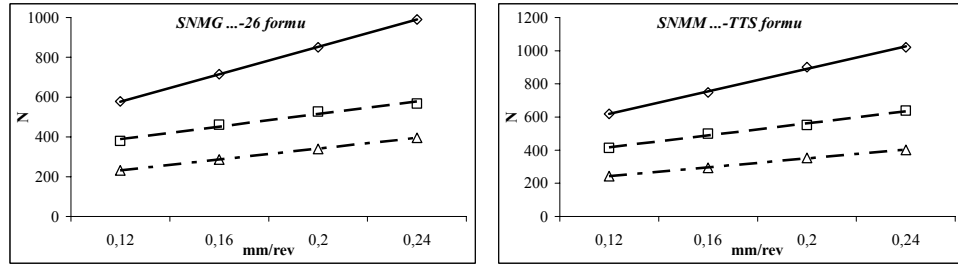
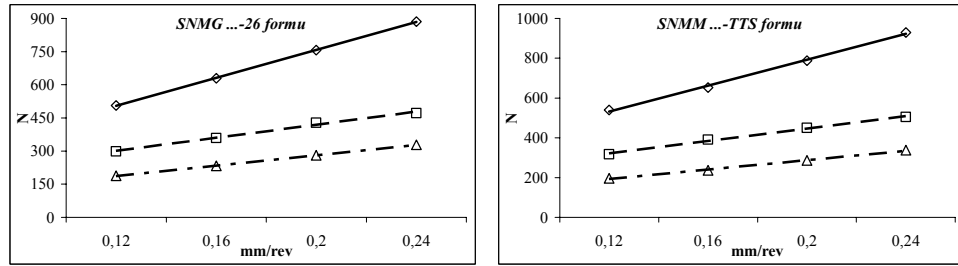
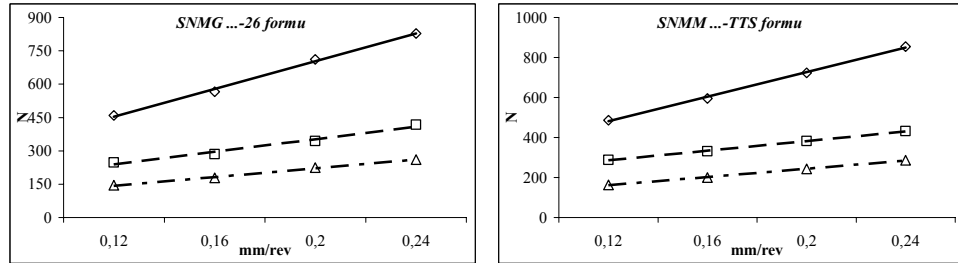
Şekil 6.2. AISI 1117 iş parçası ve SSBGR2525M12/ SCMW 12M508 kesici takımları için ilerleme–kesme kuvveti ilişkisi



Şekil 6.3. Inconel 718 iş parçası ve PCLNR2525M12/CNMA 120404 kesici takımları için kesme hızı–kesme kuvveti ilişkisi [120]

CSRNR 2525M12 takım tutucu ve *SNGN 120712 T01020 (KYON 4300)* whisker takviyeli seramik kesici uç kullanılarak yapılan deneylerle (Şekil 6.1) karşılaştırıldığında; yanaşma açısı ve kesici uç tipi ile kesme parametrelerine bağlı olarak *PCLNR2525M12/CNMA 120404* kesici takımlar için ölçülen kesme kuvveti bileşenlerinin daha yüksek gerçekleştiği belirlenmiştir.

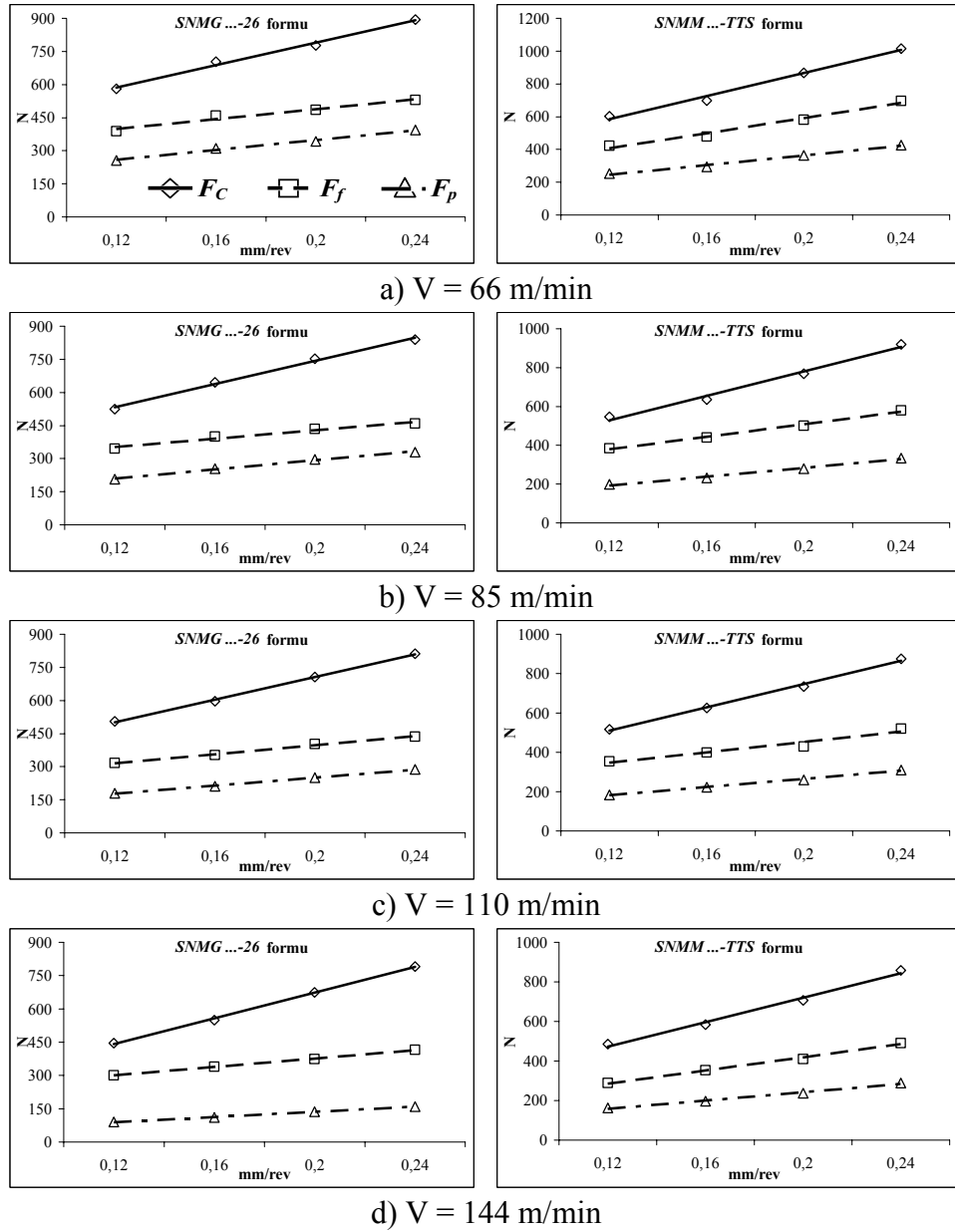
AISI 1040 ve AISI 4320 kullanılarak *PSBNR 2525M12* takım tutucu ile *SNMG 120408–26 (P30 grade)* ve *SNMM 120408–TTS (P30 grade)* talaş kırıcı formlarındaki kesici uçlar ile yapılan literatürden elde edilen deneylerde ölçülen kesme kuvvetleri [121] sırasıyla Şekil 6.4 ve Şekil 6.5’te gösterilmiştir.

a) $V = 66 \text{ m/min}$ b) $V = 85 \text{ m/min}$ c) $V = 110 \text{ m/min}$ d) $V = 144 \text{ m/min}$

Şekil 6.4. AISI 1040 iş parçası ve PSBNR2525M12/SNMG 120408–26 ve SNMM 120408–TTS kesici takımları için ilerleme–kesme kuvveti ilişkisi [121]

Şekil 6.4 ve Şekil 6.5'te, ilerleme değerindeki artışa paralel olarak kesme kuvveti bileşenlerinin de arttığı, buna karşılık kesme kuvveti bileşenleri ile kesme hızı arasında ters orantılı bir ilişkinin olduğu gözlenmiştir. AISI 4320 ile kıyaslandığında AISI 1040'ın işlenmesinde oluşan kesme kuvvetleri daha yüksek ölçülmüştür. 26 ve TTS talaş kırıcı formları (sırasıyla Şekil 5.6c ve Şekil 5.6d) açısından bakıldığında;

genel olarak talaş kırıcı formunun pasif kuvvet üzerinde herhangi bir etkisinin olmadığı, buna karşılık ilerleme kuvveti ve esas kesme kuvveti üzerinde ise belirgin bir etkisinin olduğu tespit edilmiştir. Buna göre *TTS* formunda ölçülen F_C ve F_f bileşenlerinin, *26* formunda ölçülen kuvvet değerlerine oranla biraz daha yüksek olduğu söylenebilir.



Şekil 6.5. AISI 4320 iş parçası ve PSBNR2525M12/SNMG 120408–26 ve SNMM 120408–TTS kesici takımları için ilerleme–kesme kuvveti ilişkisi [121]

6.2. Analiz Sonuçları

Analiz çalışmaları, Bölüm 6.1’de verilen kesme kuvvetleri ve Bölüm 5.2’de anlatılan prosedür kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Analizlerde kesme parametrelerinin gerilmeler üzerindeki etkisini incelemek amacıyla toplam 200 analiz yapılmıştır. Analiz sonuçları, iş parçası–kesici takım tipine göre kesme parametrelerinin gerilmeler üzerindeki etkisine bağlı olarak ayrı ayrı incelenmiştir.

Kesme parametrelerinin kesici uçtaki gerilmeler üzerindeki etkilerinin incelenmesinde Bölüm 5.2.4, Şekil 5.15b’de gösterilen koordinat sistemi esas alınmış ve analizlerde kesici ucun aşınması veya kırılması üzerinde önemli etkileri bulunan aşağıdaki gerilme sonuçlarına göre incelemeler yapılmıştır:

- Normal gerilme bileşenleri (σ_x , σ_y ve σ_z ; *ANSYS*’teki ifadesi S_X , S_Y ve S_Z),
- Kayma gerilme bileşenleri (τ_{xy} , τ_{yz} ve τ_{xz} ; *ANSYS*’teki ifadesi S_{XY} , S_{YZ} ve S_{XZ}),
- von Mises gerilmesi (S_{EQV}).

Kullanılan koordinat sistemine göre, analiz sonuçlarında “+” ve “–” işaretli gerilmeler maksimum (*max.*) ve minimum (*min.*) gerilme (normal gerilmeler için sırasıyla *çekme* ve *basma* gerilmesi) biçiminde ele alınmıştır.

6.2.1. Kesme parametrelerinin gerilmeler üzerindeki etkileri

Kesme parametrelerinin kesici takımda oluşan gerilmeler üzerindeki etkisini incelemek amacıyla toplam 200 analiz yapılmıştır. Kesme parametrelerinin gerilmeler üzerindeki etkisi; iş parçası ve kesici takım tipine bağlı olarak ayrı ayrı incelenmiştir.

CSRNR 2525M12/SNGN 120712(KYON 4300) kesici takımları

Inconel 718 iş parçası, *CSRNR 2525M12* takım tutucu ve *SNGN 120712 (KYON 4300)* seramik kesici uç kullanılarak; Bölüm 5.1.5, Çizelge 5.7’de verilen kesme parametrelerine göre işlenmiştir. Deneylerde ölçülen kesme kuvvetleri kullanılarak toplam 50 analiz yapılmış; her bir kesme hızı (V) için kesme derinliği (a) ve ilerleme (f) değerindeki değişime bağlı olarak kesici takımlarda oluşan gerilmeler incelenmiştir.

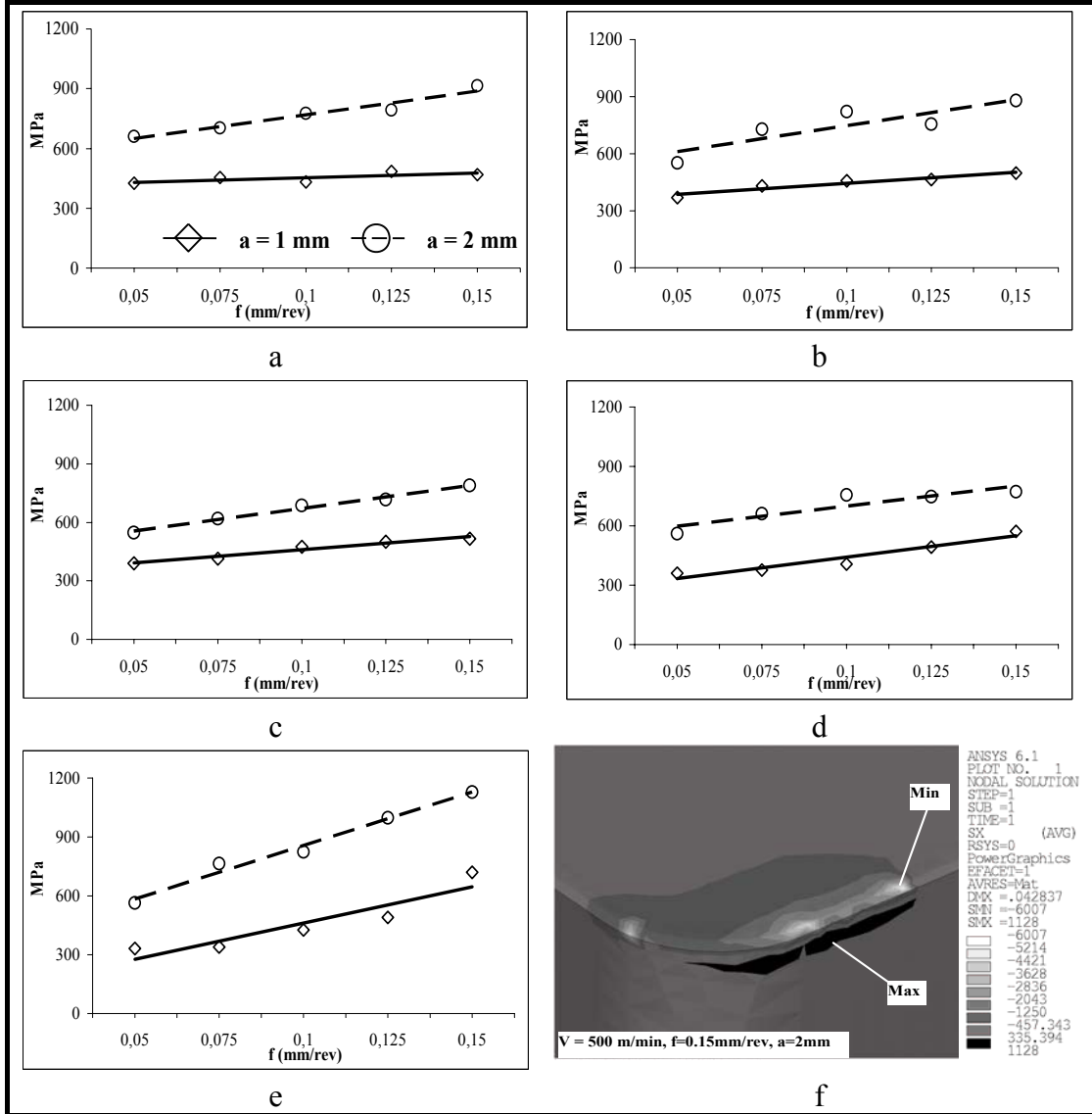
Analizler sonucunda kesme parametrelerindeki değişimin S_X , S_Y ve S_Z normal gerilmeleri üzerindeki etkisi *çekme* (Şekil 6.6–Şekil 6.8) ve *basma* gerilmesi (Şekil 6.9) biçiminde ele alınmıştır. Normal gerilmelere ait *ANSYS* gerilme dağılımlarının gösterilmesinde ise analizler sonucunda belirlenen *en yüksek çekme gerilmesi değeri* kullanılmıştır. Ayrıca gerilme dağılımlarında gösterilen “*max.*” ve “*min.*” ifadeleri sırasıyla en yüksek “*çekme*” ve “*basma*” gerilmelerinin yerlerini göstermek amacıyla kullanılmıştır.

Şekil 6.6’da kesme parametrelerindeki değişimin S_X normal gerilmesine (*çekme*) etkisi gösterilmiştir. Genel olarak bakıldığında, tüm kesme hızları için kesme derinliği ve ilerleme değerindeki artışa paralel olarak S_X değerinde de yükselmelerin olduğu dikkat çekmektedir.

Tüm kesme hızları ve ilerleme değerleri için, 1mm kesme derinliğine göre, 2 mm kesme derinliğindeki S_X gerilmeleri daha yüksek gerçekleşmektedir (Şekil 6.6a–e).

225, 300 ve 350 m/min kesme hızları için, ilerlemedeki artışla, kesme derinliği 1 mm’ye oranla 2 mm kesme derinliğindeki S_X gerilmesinde daha hızlı yükselmelerin olduğu görülmüştür (Şekil 6.6a–c). Ancak 400 ve 500 m/min için bu durum biraz farklıdır (Şekil 6.6d ve e). S_X gerilmesi her iki kesme derinliği için yaklaşık paralel bir biçimde yükselmektedir. S_X gerilmesi, 225 m/min için 0,15 mm/rev ilerleme ve 2 mm kesme derinliğinde 914 MPa iken, 500 m/min’de 1128 MPa olarak

gerçekleşmiştir. Kesme derinliği 1 mm için, aynı kesme hızı ve ilerleme değerinde sırasıyla 469 ve 719 MPa'lık gerilmeler oluşmaktadır.



Şekil 6.6. Kesme parametrelerinin S_x çekme gerilmesine etkisi

- a) $V = 225$ m/min, b) $V = 300$ m/min, c) $V = 350$ m/min,
d) $V = 400$ m/min, e) $V = 500$ m/min, f) ANSYS gerilme dağılımı

1 mm kesme derinliği için 0,125 mm/rev ilerlemeye kadar kesme hızındaki artışla birlikte S_x gerilmelerin azaldığı ve 0,125 mm/rev için kesme hızının S_x gerilmesi üzerinde önemli bir etkisinin olmadığı, buna karşın 0,15 mm/rev için kesme hızındaki artışa paralel olarak S_x gerilmesinin de yükseldiği tespit edilmiştir. Kesme

derinliğinin 2 mm olması halinde ise 0,125 ve 0,15 mm/rev için kesme hızındaki artışa paralel olarak S_X gerilmelerinin yükseldiği ve 0,1 mm/rev'den düşük ilerlemeler için kesme hızındaki artışla birlikte S_X gerilmelerinin azaldığı, ancak 0,1 mm/rev için S_X gerilmesi üzerinde kesme hızının önemli bir etkisinin olmadığı görülmüştür.

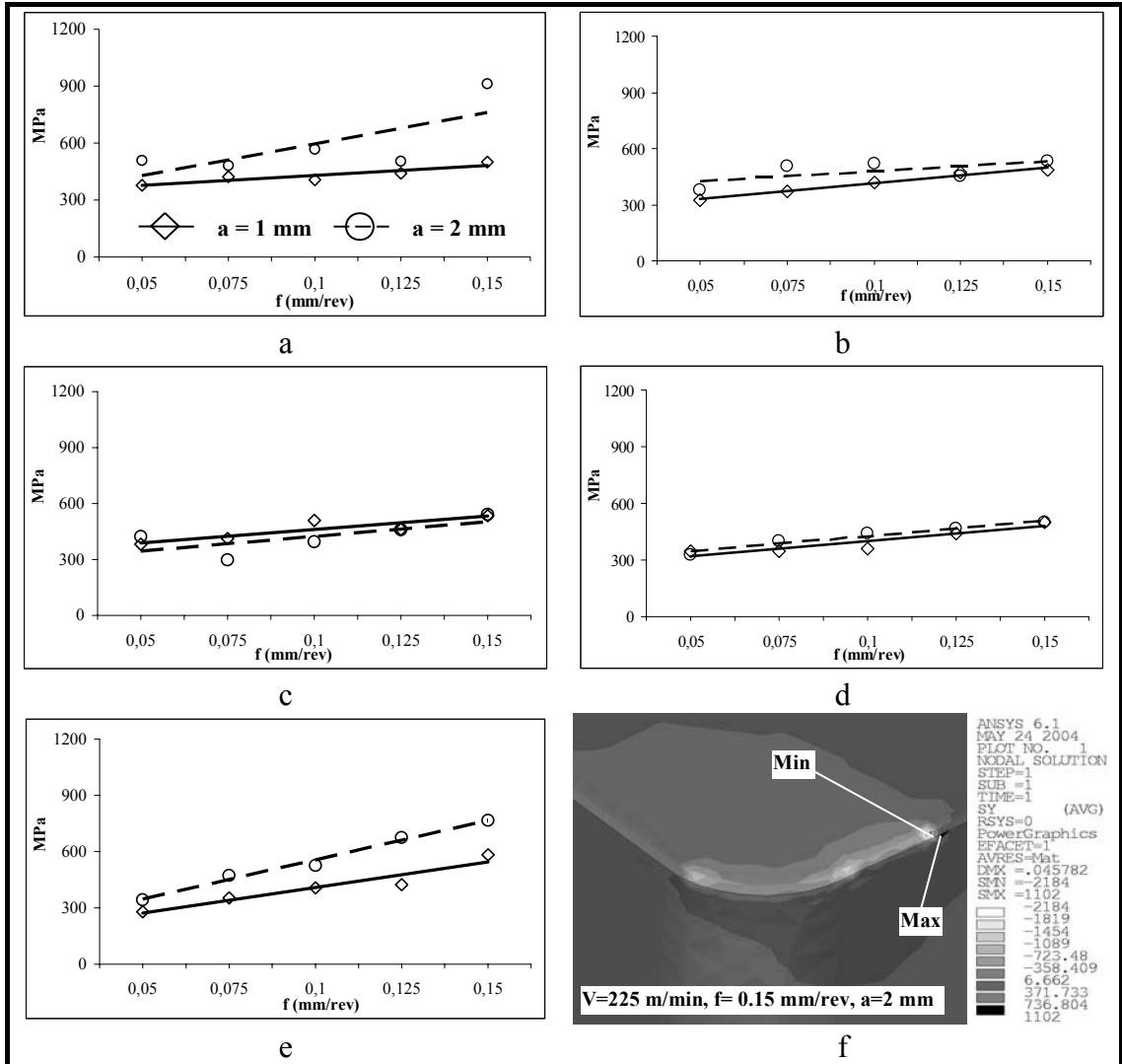
Gerilme dağılımları açısından kesme hızı ve ilerlemeye bakılmaksızın kesme derinliği 2 mm için S_X gerilmesinin esas kesme kenarının hemen altında *çekme* ve esas kesme kenarı üzerindeki kesme derinliği mesafesinde ise *basma* gerilmesi biçiminde gerçekleştiği belirlenmiştir (Şekil 6.6f). Şekil 6.6f'de gösterilenden farklı olarak, kesme derinliği 1 mm için S_X gerilmesinin sola doğru kaydığı; kesici uç burun yarıçapının hemen altında *çekme* ve yardımcı kesme kenarı üzerindeki iş parçası–kesici uç temas mesafesinde ise *basma* gerilmesi biçiminde gerçekleştiği tespit edilmiştir.

Şekil 6.7'de gösterilen kesme parametreleri ile S_Y normal gerilmesi (*çekme*) arasındaki ilişkilere genel olarak bakıldığında, tüm kesme hızları için, kesme derinliği ve ilerleme değerindeki artışa paralel olarak, S_Y değerinde de yükselmelerin olduğu dikkat çekmektedir.

Genel olarak tüm kesme hızları ve ilerleme değerleri için 1mm kesme derinliğine oranla 2 mm kesme derinliğindeki S_Y gerilmelerinin daha yüksek olduğu; özellikle 400 ve 500 m/min kesme hızlarında ise her iki kesme derinliği için gerilmelerin birbirlerine çok yakın değerlerde gerçekleştiği gözlenmiştir (Şekil 6.7a–e).

225 m/min kesme hızı için, ilerlemedeki artışla, kesme derinliği 1 mm'ye göre 2 mm'lik kesme derinliğinde S_Y gerilmesinde daha hızlı yükselmeler olmaktadır (Şekil 6.7a). Aynı şekilde 500 m/min'deki S_X gerilmesi kesme derinliği 2 mm için biraz daha hızlı yükselmektedir (Şekil 6.7e). Buna karşın S_Y gerilmesindeki yükselme; 300, 350 ve 400 m/min kesme hızlarında her iki kesme derinliği için hemen hemen paraleldir (Şekil 6.7b, c ve d). Genel olarak, ilerlemeye oranla kesme derinliğinin S_Y

gerilmesi üzerindeki etkisi daha küçüktür. En yüksek S_Y gerilmesi 225 m/min için 0,15 mm/rev ilerleme ve 2 mm kesme derinliğinde 912 MPa olarak gerçekleşirken, kesme derinliği 1 mm için aynı ilerlemede 500 m/min kesme hızında 582 MPa seviyesinde kalmıştır.



Şekil 6.7. Kesme parametrelerinin S_Y çekme gerilmesine etkisi

- a) $V = 225$ m/min, b) $V = 300$ m/min, c) $V = 350$ m/min,
d) $V = 400$ m/min, e) $V = 500$ m/min, f) ANSYS gerilme dağılımı

Kesme derinliği 1 mm için 0,15 mm/rev ilerleme dışındaki ilerlemelerde kesme hızındaki artışla birlikte S_Y gerilmelerinde azalmaların olduğu görülmüştür. Ancak 0,15 mm/rev için kesme hızındaki artışa paralel olarak S_Y gerilmeleri de

yükselmektedir. 2 mm kesme derinliği için kesme hızındaki artışla birlikte S_Y gerilmelerinin azaldığı gözlenmiştir. Ayrıca ilerlemenin çok küçük (0,05 mm/rev) veya çok büyük (0,15 mm/rev) olması halinde; 1 mm kesme derinliğine oranla kesme derinliği 2 mm için kesme hızındaki artışla birlikte S_Y gerilmelerinde de daha hızlı bir azalmanın olduğu tespit edilmiştir.

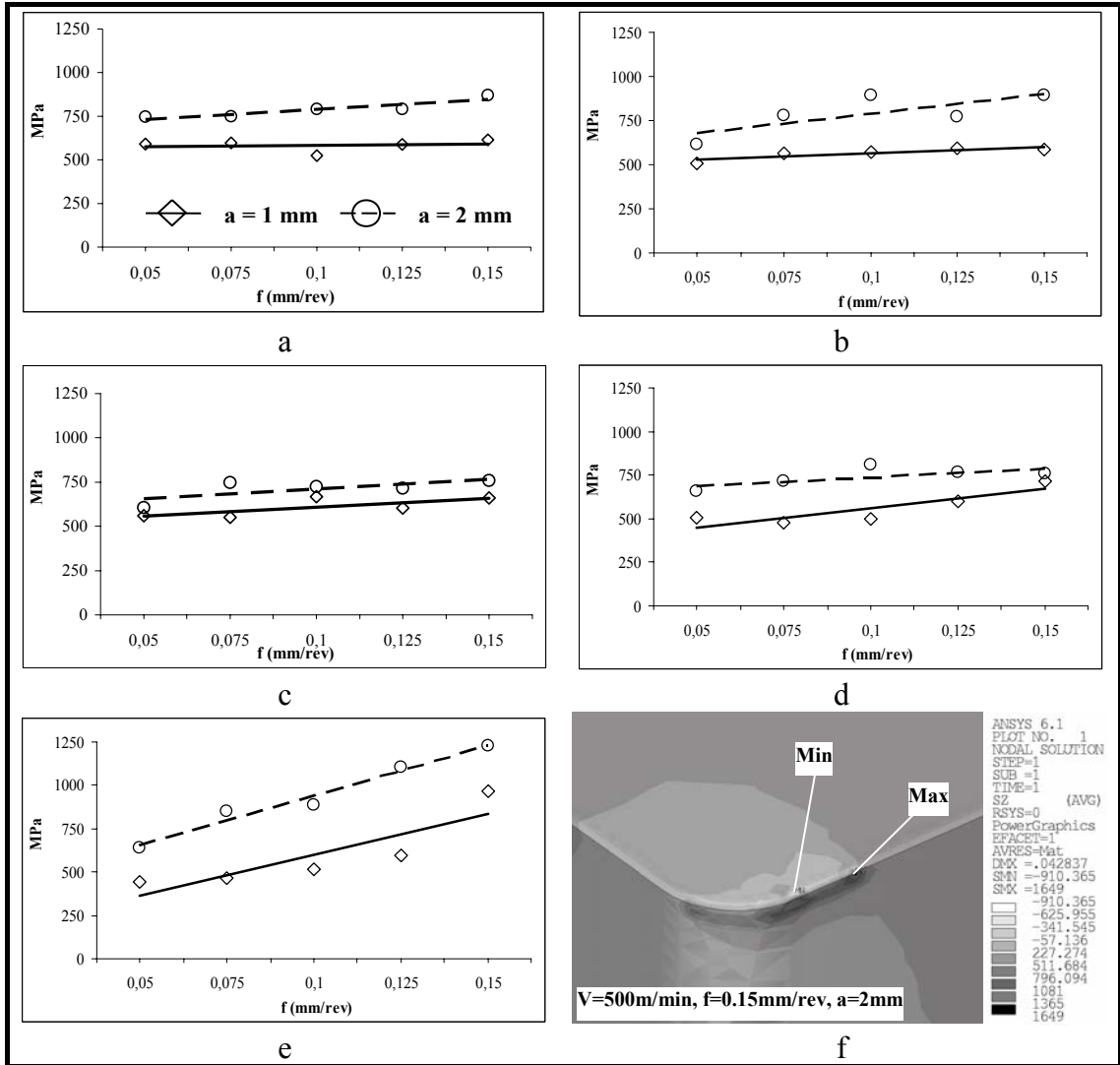
Gerilme dağılımları açısından V ve f 'ye bakılmaksızın kesme derinliği 2 mm için S_Y gerilmesinin kesme derinliği mesafesinin biraz ilerisinde ve esas kesme kenarının hemen altında *çekme* ve kesme derinliği mesafesinde de *basma* gerilmesi biçiminde gerçekleştiği belirlenmiştir (Şekil 6.7f). Şekil 6.7f'de gösterilenden farklı olarak, kesme derinliği 1 mm için S_Y gerilmesinin sola doğru kaydığı; kesici uç burun yarıçapının hemen altında *çekme* biçiminde, esas ve yardımcı kesme kenarı üzerindeki burun yarıçapının başladığı noktalarda ise *basma* gerilmesi biçiminde daha etkin olduğu gözlenmiştir.

Şekil 6.8'de gösterilen kesme parametreleri ile S_Z normal gerilmesi (*çekme*) arasındaki ilişkilere genel olarak bakıldığında, tüm kesme hızları için kesme derinliği ve ilerleme değerindeki artışa paralel olarak S_Z gerilmelerinde de yükselmelerin olduğu dikkat çekmektedir.

Tüm kesme hızları ve ilerleme değerleri için 1mm kesme derinliğine oranla 2 mm kesme derinliğindeki S_Z gerilmelerinin daha yüksek olduğu tespit edilmiştir (Şekil 6.8a-e).

225 ve 300 m/min kesme hızları için 1 mm kesme derinliğindeki S_Z gerilmesindeki değişimin 2 mm kesme derinliğindeki değişime oranla biraz daha düşük (Şekil 6.8a ve b), buna karşın 300 m/min'deki her iki kesme derinliği için gerilmedeki değişimlerin paralel olduğu görülmüştür (Şekil 6.8c). 400 m/min'de 1 mm kesme derinliği için gerilme değişimi kesme derinliği 2 mm'ye oranla daha düşük bir şekilde gerçekleşmektedir (Şekil 6.8d). 500 m/min'de ise her iki kesme derinliği için

S_z gerilmesi, diğer kesme hızlarına oranla en fazla yükselme göstermiştir (Şekil 6.8e).



Şekil 6.8. Kesme parametrelerinin S_z çekme gerilmesine etkisi

- a) $V = 225$ m/min, b) $V = 300$ m/min, c) $V = 350$ m/min,
d) $V = 400$ m/min, e) $V = 500$ m/min, f) ANSYS gerilme dağılımı

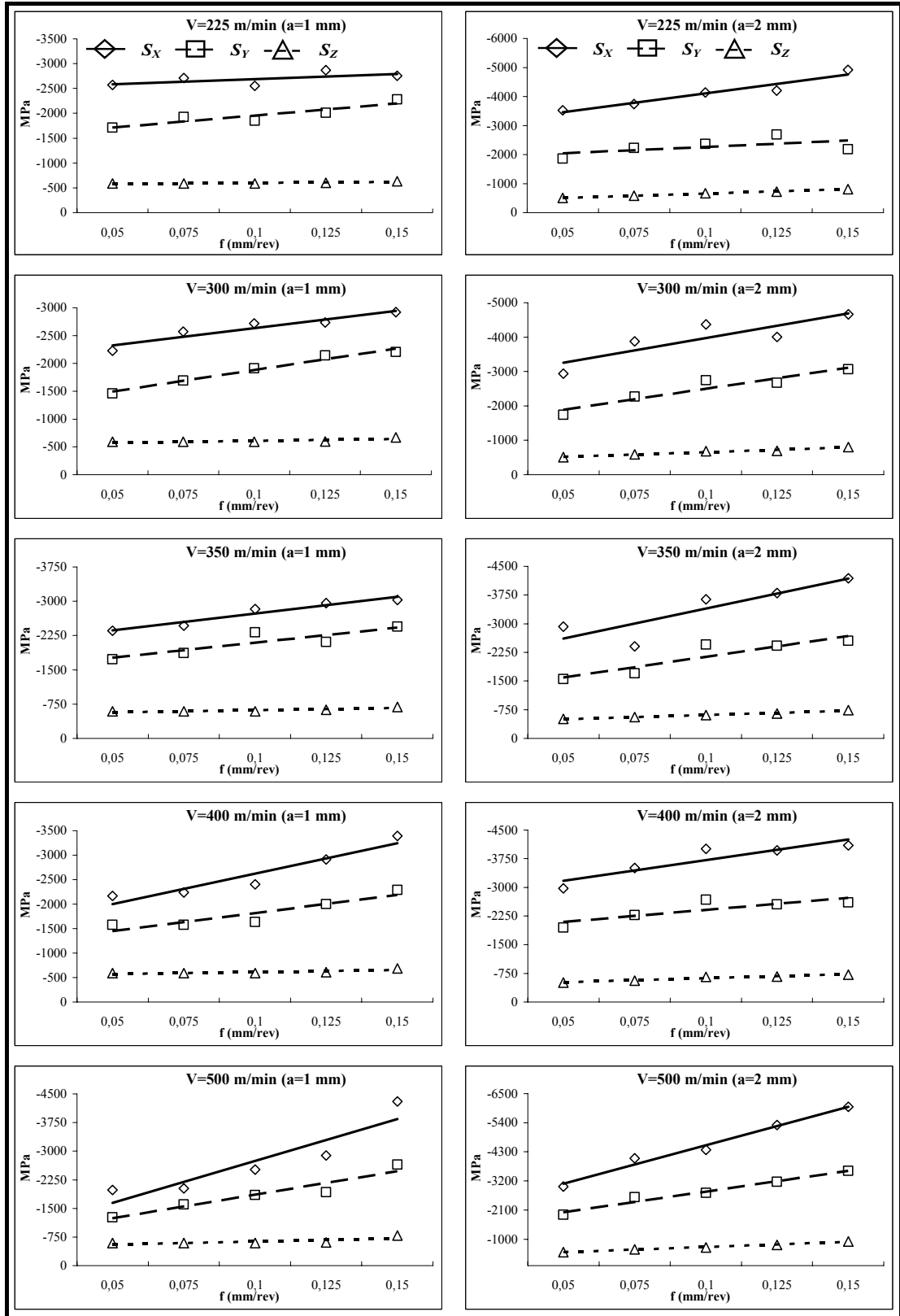
1 mm kesme derinliği için 0,125 mm/rev ilerlemeye kadar kesme hızındaki artışla birlikte S_z gerilmelerinde azalmaların olduğu, ancak ilerlemenin 0,15 mm/rev'e çıkması halinde ise kesme hızı etkisiyle gerilmelerde yükselmelerin olduğu, buna karşın 0,125 mm/rev'de kesme hızının gerilmeler üzerinde önemli bir etkisinin

olmadığı belirlenmiştir. Kesme derinliğinin 2 mm'ye yükselmesiyle 0,125 ve 0,15 mm/rev ilerlemeler için kesme hızı etkisiyle gerilmelerde yükselmelerin olduğu ve 0,1 mm/rev ilerlemeden küçük ilerlemelerde ise genel olarak gerilmelerin azaldığı gözlenmiştir.

Analizlerde en yüksek S_Z gerilmesi 500 m/min kesme hızı için 0,15 mm/rev ilerleme ve 2 mm kesme derinliğinde 1226 MPa olarak gerçekleşirken, aynı kesme hızı ve ilerleme değeri için 1 mm kesme derinliğinde 966 MPa olarak belirlenmiştir.

Gerilme dağılımları açısından kesme derinliği 2 mm için S_Z gerilmesinin esas kesme kenarı üzerindeki kesme derinliği mesafesinde *çekme* ve esas kesme kenarının başlangıcında (burun yarıçapının bittiği noktada) ise *basma* gerilmesi biçiminde gerçekleştiği tespit edilmiştir (Şekil 6.8f). Kesme derinliği 1 mm için S_Z gerilmesinin kesici uç burun yarıçapının hemen altında *çekme* biçiminde ve talaş yüzeyinin başlangıcında ise *basma* gerilmesi biçiminde daha etkin olduğu görülmüştür. Her iki kesme derinliği için S_Z gerilmesi, talaşın aktığı talaş yüzeyi üzerinde *basma* biçiminde etkin olduğu, buna karşın iş parçası ile kesici uç temasının başladığı kesici ucun burun yarıçapı üzerindeki noktadan kesme derinliği mesafesine kadar olan bölgede esas kesme kenarının hemen altında ise *çekme* biçiminde daha etkin olduğu gözlenmiştir.

S_X , S_Y ve S_Z normal gerilme bileşenlerinin *basma* gerilmesi biçimleri Şekil 6.9'da gösterilmiştir. Genel olarak bakıldığında; kesme derinliği ve ilerleme değerindeki artışa paralel olarak S_X , S_Y ve S_Z bileşenlerinde de yükselmelerin olduğu; ancak, diğer bileşenlere oranla S_Z gerilmesindeki değişimin daha az olduğu dikkat çekmektedir. Tüm deneyler için *basma* gerilmelerinin büyüklük sıralaması S_X , S_Y ve S_Z gerilmesi biçiminde gerçekleşmektedir.



Şekil 6.9. Kesme parametrelerinin S_x , S_y ve S_z basma gerilmelerine etkisi

225 m/min'de ilerleme değeriindeki artışla birlikte 1 mm kesme derinliği için S_X ve S_Z 'nin ve $a = 2$ mm için S_Y ve S_Z 'nin birbirine paralel bir biçimde yükseldiği tespit edilmiştir. 300 m/min'de ise ilerlemenin artmasıyla her iki kesme derinliği için S_X ve S_Y 'nin birbirine paralel yükseldiği görülmektedir. 350 m/min'de 1 mm kesme derinliği için S_X ve S_Y birbirine paralel olarak yükselirken kesme derinliğinin 2 mm olması halinde S_X gerilmesi daha fazla yükselmektedir. Çok yüksek kesme hızlarında (400 ve 500 m/min) ise ilerlemedeki değişime paralel olarak her iki kesme derinliği için, diğer bileşenlere oranla S_X gerilmesinde daha fazla yükselmelerin olduğu görülmüştür.

Kesme derinliği 1 mm için ilerlemedeki artışla birlikte S_X gerilmelerinin 2000–2500 MPa'dan 3000–4000 MPa'a kadar yükseldiği, kesme derinliği 2 mm için ise 3000–3500 MPa'dan yaklaşık 5000 MPa'a kadar çıktığı dikkat çekmektedir. S_Y gerilmelerinde ise daha yavaş ($a = 1$ mm için yaklaşık 1500 MPa'dan 2400 MPa'ya kadar ve $a = 2$ mm için 1700 MPa'dan 3000 MPa'ya kadar) bir değişim tespit edilmiştir.

S_Z gerilmelerinde ise özellikle kesme derinliği 1 mm için ilerleme etkisinin oldukça az olduğu (0,125 mm/rev ilerlemeye kadar gerilmeler 590 MPa seviyelerindedir), buna karşılık $a = 2$ mm için, ilerlemenin de 0,15 mm/rev'e yükselmesiyle gerilmelerin 700–900 MPa seviyelerine kadar yükseldiği gözlenmiştir.

Kesme hızı, S_X ve S_Y *basma* gerilmeleri üzerinde oldukça etkili olmasına rağmen S_Z gerilmesi üzerindeki etkisi çok azdır. Kesme derinliği 1 mm için 0,125 mm/rev ilerlemeye kadar S_X *basma* gerilmesi, kesme hızı etkisiyle azalırken; 0,125 mm/rev ilerlemeden itibaren yükselmeye başlamıştır. Kesme derinliğinin 2 mm olması halinde ise 0,1 mm/rev ilerlemede S_X gerilmelerinde önemli bir değişimin görülmeyişi ve 1 mm kesme derinliğinde olduğu gibi 0,125 mm/rev ilerlemeden itibaren gerilmelerin yükselmeye başladığı gözlenmiştir. S_Y *basma* gerilmesi, 1 mm kesme derinliğinde 0,15 mm/rev ilerleme dışındaki ilerlemelerde kesme hızı etkisiyle azalırken; 2 mm kesme derinliğinde tüm ilerleme değerleri için S_Y gerilmeleri, kesme

hızı etkisiyle artmaktadır. Kesme derinliği 1 mm için 0,15 mm/rev ilerleme dışındaki ilerlemelerde kesme hızının S_Z *basma* gerilmesi üzerinde herhangi bir etkisinin olmadığı, 0,15 mm/rev ilerlemede ise kesme hızındaki artışa paralel olarak gerilme değerlerinin yükseldiği tespit edilmiştir. 2 mm kesme derinliğinde ise 0,125 mm/rev'den itibaren kesme hızının gerilmeler üzerinde gerilmelerde yükselmeye neden olan bir etkisinin varlığı görülmüştür.

S_X , S_Y ve S_Z *basma* gerilmelerinin en yüksek değerleri 500 m/min, 0,15 mm/rev ve 2 mm kesme derinliği şartlarında sırasıyla 6006 MPa, 3586 MPa ve 910 MPa olarak belirlenmiştir.

Şekil 6.6–Şekil 6.9 karşılaştırıldığında; genel olarak S_X ve S_Y gerilmelerinin *basma* gerilmesi olarak daha etkin olduğu, buna karşın S_Z gerilmelerinin daha çok *çekme* gerilmesi biçiminde bir davranış sergilediği söylenebilir.

Kesme parametrelerindeki değişimin S_{XY} , S_{YZ} ve S_{XZ} kayma gerilmeleri üzerindeki etkisi “+” (Şekil 6.10–Şekil 6.12) ve “–” işaretli gerilmeler (Şekil 6.13) biçiminde ele alınmıştır. Kayma gerilmelerine ait *ANSYS* gerilme dağılımlarının gösterilmesinde analizler sonucunda belirlenen *en yüksek “+” işaretli gerilme değeri* kullanılmıştır. Ayrıca gerilme dağılımlarında gösterilen “*max.*” ve “*min.*” ifadeleri sırasıyla “+” ve “–” işaretli gerilmelerin en yüksek yerlerini göstermek amacıyla kullanılmıştır.

Şekil 6.10’da kesme parametrelerindeki değişimin S_{XY} kayma gerilmesine etkisi gösterilmiştir. Genel olarak bakıldığında, tüm kesme hızları için kesme derinliği ve ilerleme değerindeki artışa paralel olarak S_{XY} değerlerinde de yükselmelerin olduğu dikkat çekmektedir.

Tüm kesme hızları ve ilerleme değerleri için 1mm kesme derinliğine oranla 2 mm kesme derinliğindeki S_{XY} gerilmelerinin daha yüksek olduğu gözlenmiştir (Şekil 6.10a–e). S_{XY} gerilmesi, 225 m/min için 0,05 mm/rev ilerleme ve 1 mm kesme

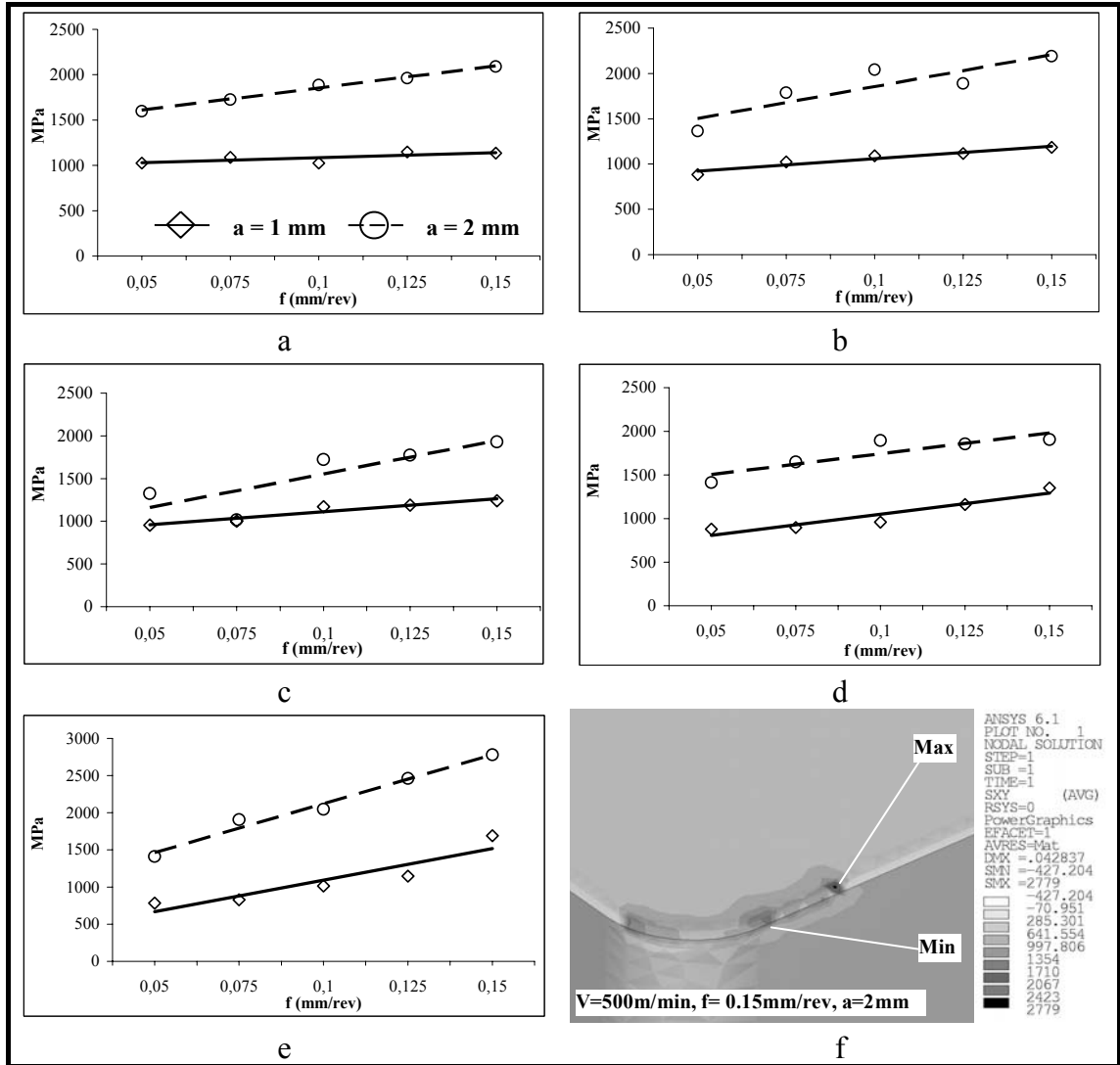
derinliğinde 1024 MPa iken, 2 mm kesme derinliğinde 1598 MPa olarak belirlenmiştir. Aynı şekilde 500 m/min için 0,05 mm/rev ilerleme ve 1 mm kesme derinliğinde 785 MPa iken, 2 mm kesme derinliğinde 1410 MPa olarak tespit edilmiştir.

400 m/min dışındaki tüm kesme hızları için ilerlemedeki artışa paralel olarak 2 mm kesme derinliğindeki S_{XY} gerilmelerinin daha hızlı yükselme eğilimde olduğu görülmektedir. Ancak 400 m/min kesme hızındaki her iki kesme derinliğinde gerilmeler, ilerlemeye bağlı olarak, yaklaşık paralel bir biçimde artmaktadır.

Kesme hızındaki artışa paralel olarak S_{XY} gerilmelerinin 1mm kesme derinliğinde 0,125 ve 0,15 mm/rev dışındaki ilerleme değerleri için azaldığı; 0,125 mm/rev ilerlemede değişmediği, buna karşın 0,15 mm/rev ilerlemede ise artmaya başladığı gözlenmiştir.

2 mm kesme derinliğinde ise daha düşük ilerlemelerde (0,05 ve 0,075 mm/rev) kesme hızındaki artışa paralel olarak S_{XY} gerilmelerinin azaldığı ve 0,1 mm/rev ilerlemeden itibaren yükselmeye başladığı tespit edilmiştir.

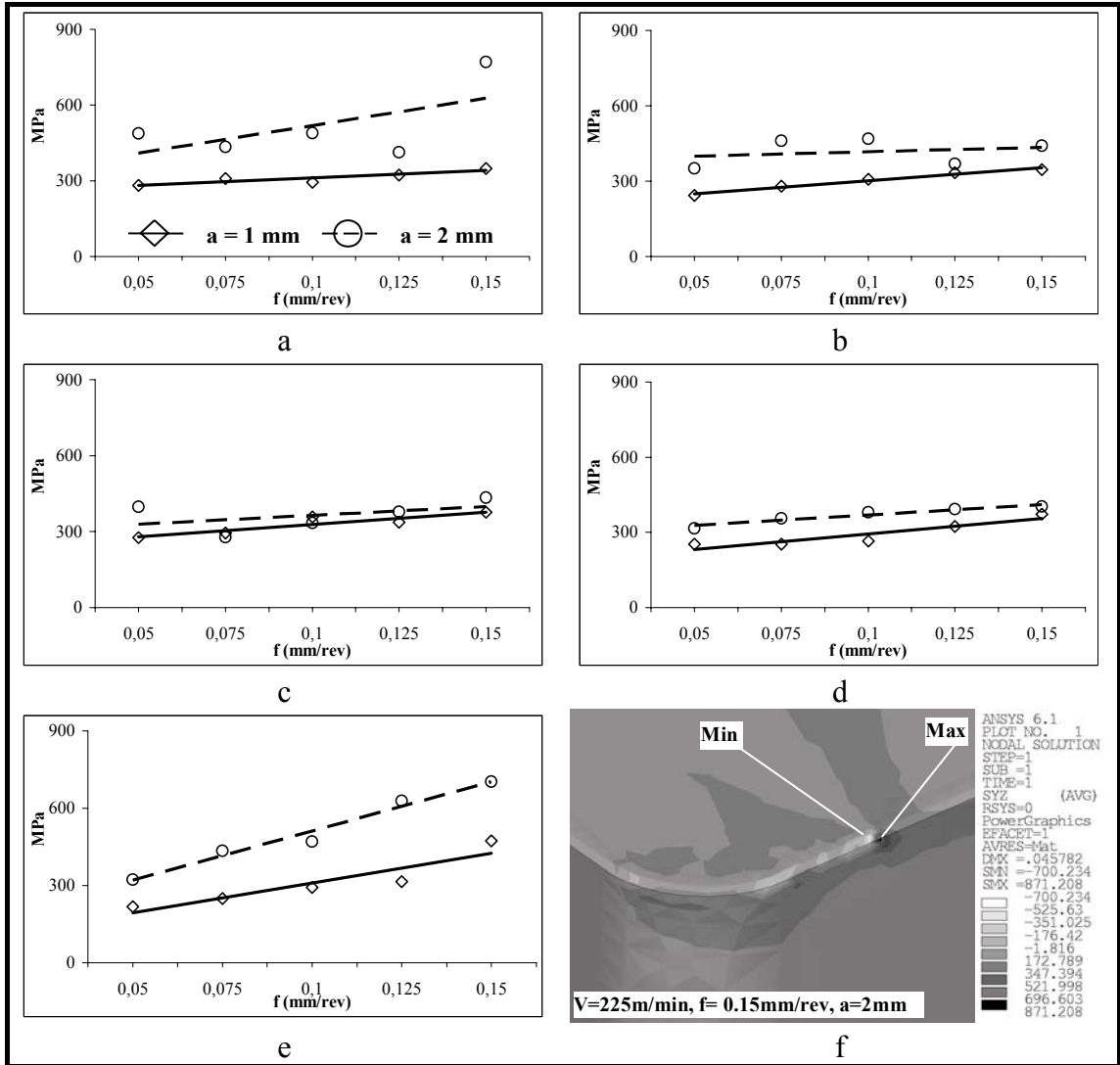
ANSYS'te elde edilen en yüksek S_{XY} gerilme dağılımına bakıldığında (Şekil 6.10f); kesme derinliği 2 mm için esas kesme kenarındaki kesme derinliği mesafesinde S_{XY} gerilmesinin maksimum değerinde (2779 MPa) olduğu, buna karşın esas kesme kenarının ve burun yarıçapının iş parçası ile temas ettiği noktanın hemen altında ise minimum değerinde (427 MPa) olduğu dikkat çekmektedir. Kesme derinliğinin 1 mm olması halinde S_{XY} gerilmesinin maksimum değerinin burun yarıçapının iş parçası ile temas ettiği noktaya doğru kaydığı, minimum değerinin ise yine bu yerin hemen altına gerçekleştiği gözlenmiştir.



Şekil 6.10. Kesme parametrelerinin S_{XY} kayma gerilmesine etkisi

- a) $V = 225$ m/min, b) $V = 300$ m/min, c) $V = 350$ m/min,
d) $V = 400$ m/min, e) $V = 500$ m/min, f) ANSYS gerilme dağılımı

Şekil 6.11'de kesme parametrelerindeki değişimin S_{YZ} kayma gerilmelerine etkisi gösterilmiştir. Genel olarak, tüm kesme hızları için kesme derinliği ve ilerleme değerindeki artışa paralel olarak S_{YZ} gerilme değerlerinde de yükselmelerin olduğu görülmektedir.



Şekil 6.11. Kesme parametrelerinin S_{YZ} kayma gerilmesine etkisi

- a) $V = 225$ m/min, b) $V = 300$ m/min, c) $V = 350$ m/min,
d) $V = 400$ m/min, e) $V = 500$ m/min, f) ANSYS gerilme dağılımı

Tüm kesme hızları için kesme derinliğindeki yükselmeye birlikte S_{YZ} gerilmelerinin arttığı (Şekil 6.11a-e), ancak 350 ve 400 m/min kesme hızlarında (Şekil 6.11c,d) ise kesme derinliği etkisinin diğer kesme hızlarına oranla daha az olduğu belirlenmiştir.

Aynı şekilde ilerlemedeki artışa paralel olarak S_{YZ} gerilmeleri de yükselmektedir. Düşük (225 m/min) ve yüksek (500 m/min) kesme hızlarında ve özellikle 2 mm kesme derinliğinde ilerleme etkisinin daha belirgin olup (Şekil 6.11a,e), ilerlemenin en az etkisi ise 350 m/min'de gerçekleşmektedir (Şekil 6.11c). 225 m/min kesme

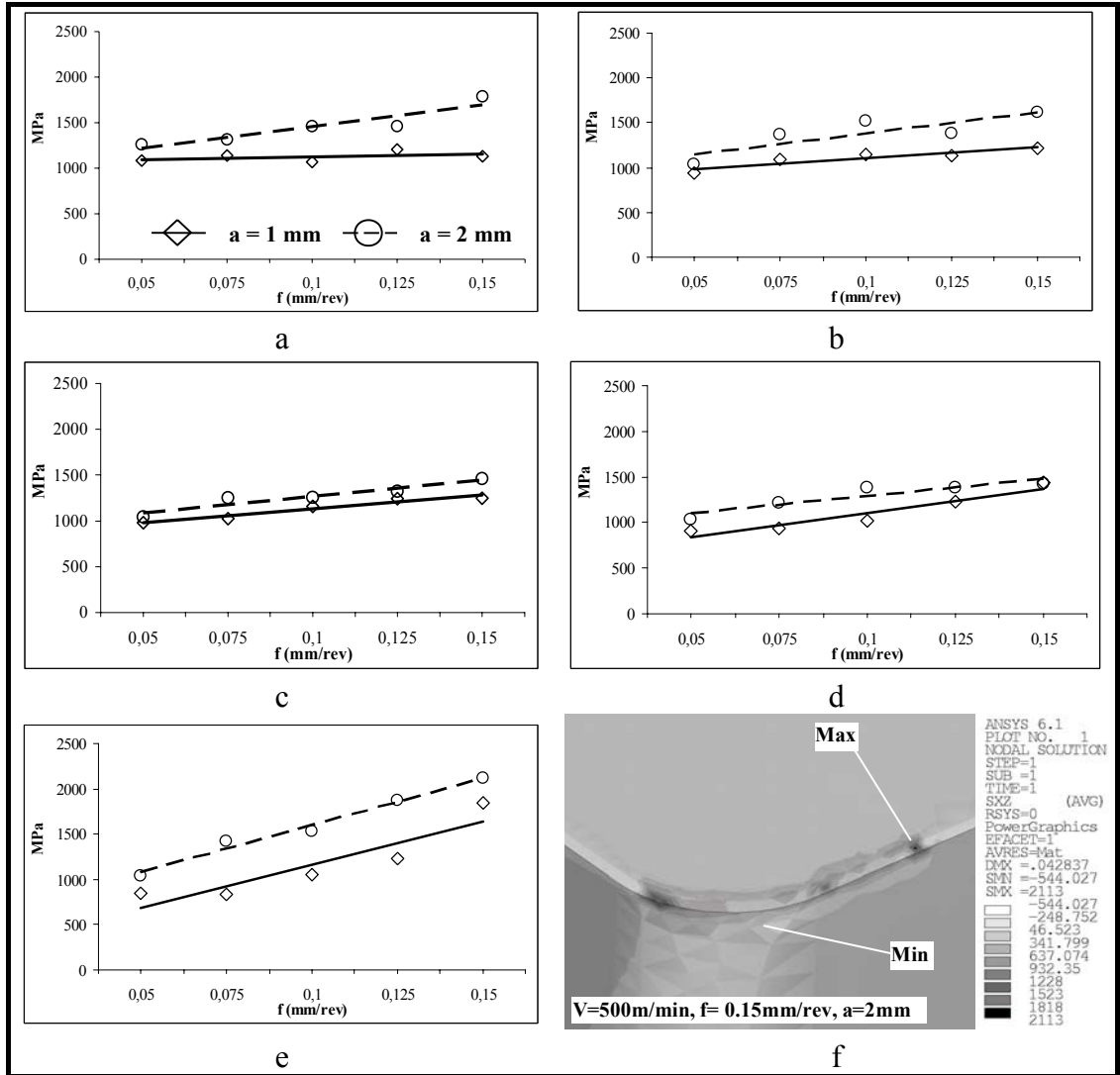
hızında 2 mm kesme derinliğinde ve 0,05 mm/rev ilerlemede 488 MPa olan gerilmenin 0,15 mm/rev ilerlemeye çıkılması halinde ise 770 MPa seviyelerine yükseldiği; 500 m/min için sırasıyla 323 MPa'dan 703 MPa'ya ulaştığı tespit edilmiştir. 350 m/min kesme hızındaki S_{YZ} gerilmelerinde ise en düşük ve en yüksek ilerlemeler arasında kesme derinliği 1 ve 2 mm için sırasıyla yaklaşık 100 ve 40 MPa seviyelerinde bir artış gerçekleşmektedir.

Kesme derinliği 1 mm için 0,15 mm/rev ilerleme dışındaki ilerlemelerde kesme hızındaki artışa zıt olarak S_{YZ} gerilmelerinde azalmaların olduğu, aynı şekilde 2 mm kesme derinliğinde için de 0,125 mm/rev ilerleme dışındaki ilerlemelerde kesme hızındaki artışla birlikte gerilmelerin azaldığı gözlenmiştir.

S_{YZ} gerilmesinin en yüksek değeri (770 MPa) 225 m/min kesme hızında 2 mm kesme derinliğinde ve 0,15 mm/rev ilerlemede elde edilmiş olup; gerilme dağılımından da görüleceği üzere yeri, esas kesme kenarı üzerindeki kesme derinliği mesafesindedir (Şekil 6.11f). 1 mm kesme derinliğinde ise gerilmenin S_{XY} gerilmesinde olduğu gibi; burun yarıçapının iş parçası ile temas ettiği noktaya doğru kaydığı tespit edilmiştir.

Kesme parametrelerinin S_{XZ} kayma gerilmesi üzerindeki etkilerinin gösterildiği Şekil 6.12'ye bakıldığında, tüm kesme hızları için kesme derinliği ve ilerleme değerindeki artışa paralel olarak S_{XZ} gerilme değerlerinde de yükselmelerin olduğu dikkat çekmektedir.

Tüm kesme hızları ve ilerleme değerleri için kesme derinliğindeki artışla birlikte gerilmelerin de yükseldiği, özellikle 500 m/min kesme hızına kadar kesme derinliğindeki değişimin S_{XZ} gerilmeleri üzerindeki etkisinin daha az olduğu, buna karşın 500 m/min kesme hızında ise daha belirgin bir etkisinin olduğu söylenebilir.



Şekil 6.12. Kesme parametrelerinin S_{XZ} kayma gerilmesine etkisi

a) $V = 225$ m/min, b) $V = 300$ m/min, c) $V = 350$ m/min,

d) $V = 400$ m/min, e) $V = 500$ m/min, f) ANSYS gerilme dağılımı

Tüm kesme hızları için ilerleme değerindeki artışa paralel olarak S_{XZ} gerilmelerinde de artışlar gerçekleşmektedir (Şekil 6.12a-e). 350 m/min kesme hızında kesme derinliği 1 ve 2 mm için, ilerleme etkisiyle gerilmelerin paralel bir şekilde yükseldiği tespit edilmiştir (Şekil 6.12c). Kesme derinliği 1 mm için ilerleme etkisi, özellikle kesme hızındaki artışla birlikte daha belirgin bir hale gelmektedir. İlerleme etkisinin özellikle 2 mm'lik kesme derinliği üzerinde daha etkili olduğu söylenebilir. 225 m/min'de, 2 mm kesme derinliği için S_{XZ} gerilmeleri ilerleme etkisiyle 1260 MPa'dan 1786 MPa'ya yükselirken, 1 mm kesme derinliğinde ise 1085 MPa'dan

1130 MPa'ya yükselmiştir (Şekil 6.12a). 500 m/min'de ise kesme hızının da yükselmesiyle gerilmelerin $a = 2$ mm için 1045 MPa'dan 2114 MPa'ya ve $a = 1$ mm için 845 MPa'dan 1838 MPa'ya kadar yükseldiği tespit edilmiştir. (Şekil 6.12e).

1 mm kesme derinliği için 0,1 mm/rev ilerlemeye kadar kesme hızındaki artışla birlikte S_{XZ} gerilmelerinin azalmaya başladığı gözlenmiştir. 0,125 mm/rev'de gerilmelerde çok küçük değişimler (yaklaşık 20 MPa) olurken; ilerlemenin 0,15 mm/rev olması halinde ise gerilmeler 1130 MPa'dan (225 m/min'de) 1838 MPa'ya (500 m/min'de) kadar yükselmeye başlamıştır. Kesme derinliğinin 2 mm'ye çıkmasıyla kesme hızı etkisinin belirgin bir hale geldiği; özellikle 0,125 ve 0,15 mm/rev ilerlemelerde gerilmelerin yükseldiği, buna karşın 0,05 mm/rev'de ise gerilmelerin azaldığı tespit edilmiştir. 0,075 ve 0,1 mm/rev ilerlemelerde ise gerilmelerde değişim eğiliminin olmadığı belirlenmiştir.

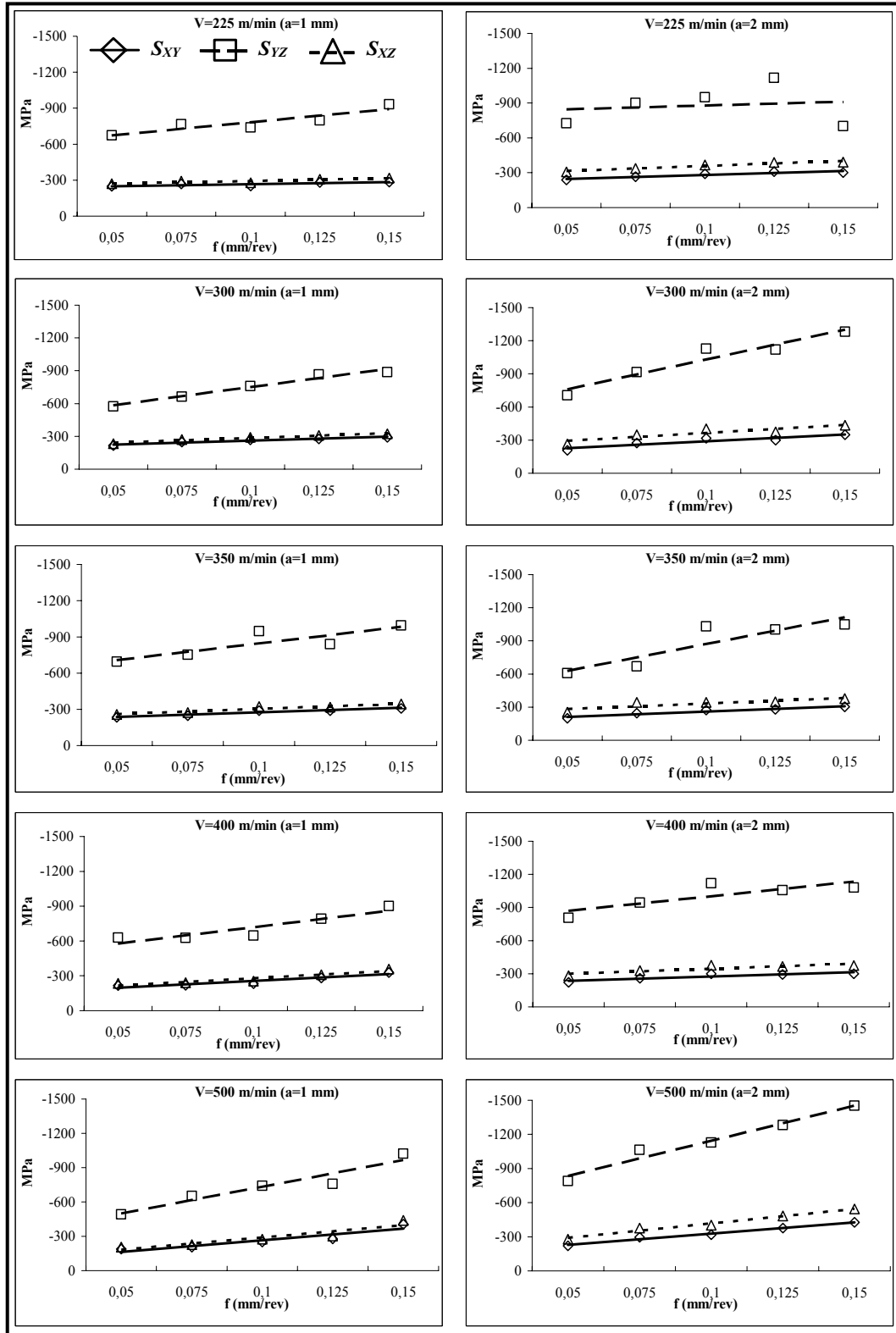
S_{XZ} kayma gerilmesi dağılımının, özellikle en ağır kesme şartlarında en yüksek değerine (2114 MPa) ulaştığı görülmüştür (Şekil 6.12f). Gerilmenin esas kesme kenarı üzerindeki kesme derinliği mesafesinde *maksimum* değerde olduğu, burun yarıçapından itibaren esas kesme kenarının hemen altında ise *minimum* değere indiği gözlenmiştir. Ancak iş parçası ile kesici uç temasının gerçekleştiği burun yarıçapının da yaklaşık 1800 MPa seviyelerinde bir gerilmeye maruz kaldığı belirlenmiştir. Kesme derinliğinin 1 mm olması halinde ise *maksimum* gerilmenin tamamen burun yarıçapı üzerinde olduğu, buna karşın *minimum* gerilmenin esas kesme kenarının başlangıcındaki burun yarıçapının hemen altında gerçekleştiği gözlenmiştir. Genel olarak kesici uçtaki pah açısının S_{XZ} kayma gerilmesine maruz kaldığı söylenebilir.

Şekil 6.13'te kesme parametrelerinin “–” işaretli kayma gerilmeleri üzerindeki etkileri gösterilmiştir. Tüm kesme hızı değerleri ve her iki kesme derinliği için S_{XY} ve S_{XZ} gerilmelerinin birbirine çok yakın değerlerde olduğu, buna karşın S_{YZ} gerilmelerinin diğer gerilmelere oranla daha yüksek gerçekleştiği dikkat çekmektedir. Özellikle kesme derinliği 1 mm için S_{XY} ve S_{XZ} gerilmeleri arasında yaklaşık 20–30 MPa civarında bir fark bulunmaktadır. Kesme derinliği 2 mm için ise

bu farkın 50 MPa seviyelerinden kesme hızının da artmasıyla 120 MPa seviyelerine kadar çıktığı gözlenmiştir.

Genel olarak tüm kesme hızı değerleri için ilerlemedeki artışa paralel olarak “–” işaretli kayma gerilmelerinde de yükselmeler olduğu dikkat çekmektedir. İlerlemenin S_{YZ} gerilmeleri üzerindeki etkisi diğer iki gerilmeye nazaran daha belirgindir. Kesme derinliği 1 mm ve 225 m/min için 0,05 mm/rev’de S_{XY} ve S_{XZ} gerilmeleri sırasıyla 248 MPa ve 270 MPa iken ilerlemenin 0,15 mm/rev olması halinde 283 MPa ve 317 MPa’ya yükselmektedir. Kesme derinliğinin de 2 mm olmasıyla bu değişimin daha da belirginleştiği (0,05 mm/rev’de S_{XY} ve S_{XZ} gerilmeleri sırasıyla 238 MPa ve 307 MPa’dan; 0,15 mm/rev’de olması halinde 301 MPa ve 392 MPa’ya yükselmektedir) söylenebilir. S_{YZ} gerilmelerinin ise 500 m/min kesme hızında 1 mm kesme derinliği için 492 MPa’dan (0,05 mm/rev) 1022 MPa’ya (0,15 mm/rev); 2 mm kesme derinliği için ise 791 MPa’dan (0,05 mm/rev) 1452 MPa’ya (0,15 mm/rev) kadar yükseldiği görülmüştür.

Kesme hızları açısından kesme derinliği 1 mm için 0,125 mm/rev ilerlemeye kadar kesme hızının artmasıyla S_{XY} ve S_{XZ} gerilmelerinin azaldığı ve 0,15 mm/rev ilerlemede yükseldiği, buna karşın 0,125 mm/rev ilerlemede ise gerilmelerin yaklaşık olarak değişmediği (yaklaşık 3–5 MPa seviyelerinde azalma şeklinde bir değişim söz konusudur) dikkat çekmektedir. S_{YZ} gerilmeleri ise 0,15 mm/rev ilerleme dışındaki ilerlemelerde kesme hızındaki artışla birlikte azalırken; 0,15 mm/rev ilerlemede ise gerilmeler yükselmektedir. Kesme derinliğinin 2 mm olması halinde kesme hızı etkisinin daha da belirginleştiği fark edilmiştir. Kesme hızındaki artışla S_{XY} ve S_{XZ} gerilmelerinin sadece 0,05 mm/rev ilerlemede azaldığı ve diğer ilerlemelerde yükseldiği, S_{YZ} gerilmelerinde ise tüm ilerleme değerleri için gerilmelerde yükselmelerin olduğu belirlenmiştir.

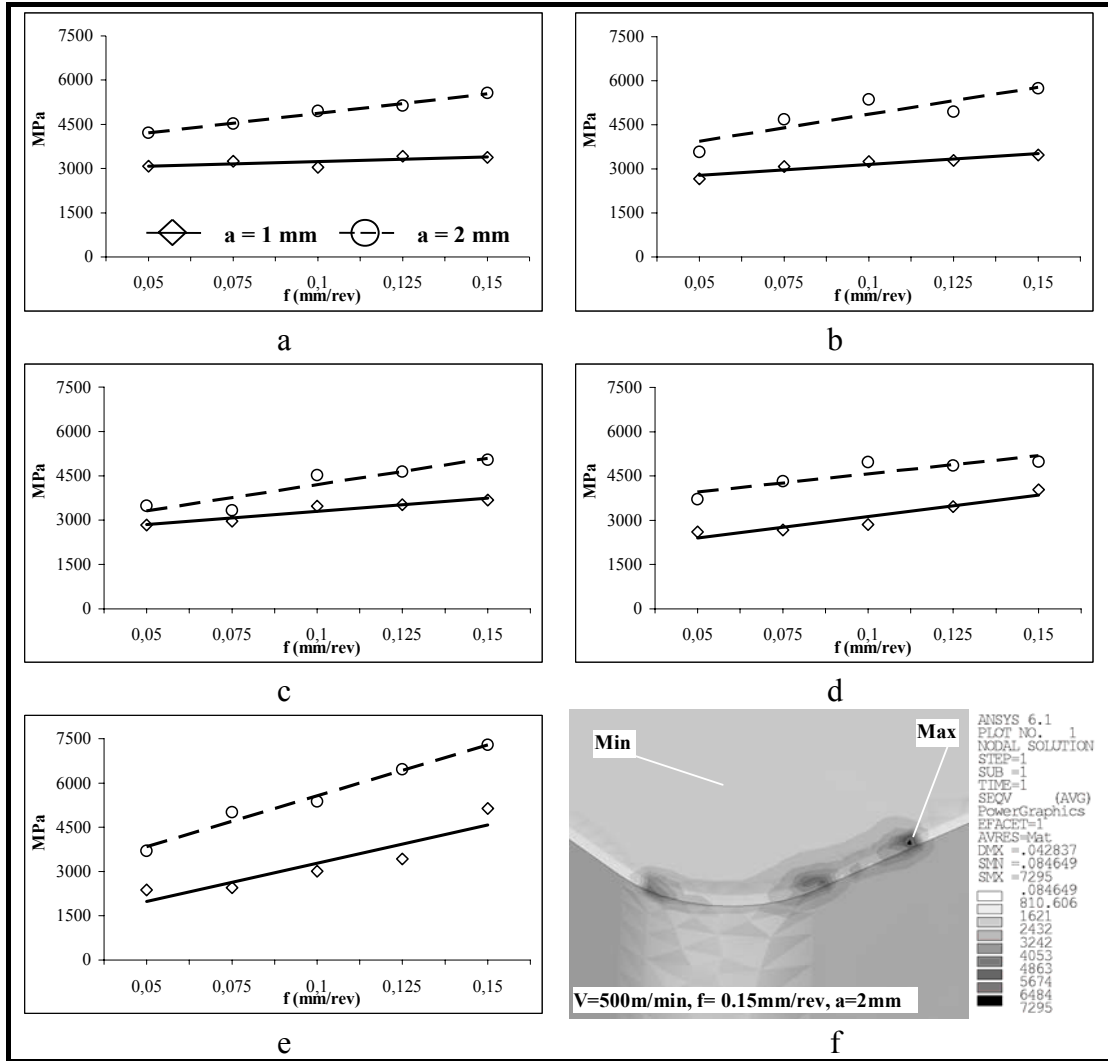


Şekil 6.13. Kesme parametrelerinin S_{XY} , S_{YZ} ve S_{XZ} kayma gerilmelerine (“-” işaretli) etkisi

Kesme parametrelerinin *von Mises* (S_{EQV}) gerilmelerine etkisi ise Şekil 6.14'te gösterilmiştir. Genel olarak bakıldığında, tüm kesme hızları için kesme derinliği ve ilerleme değerindeki artışa paralel olarak S_{EQV} değerinde de yükselmelerin olduğu dikkat çekmektedir (Şekil 6.14a–e). Kesme derinliğinin S_{EQV} gerilmesi üzerindeki etkisi açıkça görülmekte olup, kesme derinliğinin artmasıyla birlikte gerilmelerde de yükselmelerin olduğu gözlenmiştir. Özellikle 500 m/min kesme hızında 0,15 mm/rev ilerlemede ve 1 mm kesme derinliğinde S_{EQV} gerilmesi 5133 MPa iken 7295 MPa'ya yükselmektedir (Şekil 6.14e). İlerlemedeki artışa paralel olarak S_{EQV} gerilmelerinde de yükselmelerin olduğu tespit edilmiştir. İlerleme etkisinin özellikle 2 mm kesme derinliği değerlendirildiğinde daha etkili olduğu görülmektedir. İlerleme etkisiyle 225 m/min kesme hızında 1 mm kesme derinliği için S_{EQV} gerilmesinde yaklaşık 380 MPa'lık bir yükselme olurken 2 mm kesme derinliğinde 1352 MPa'lık bir yükselme gerçekleşmektedir (Şekil 6.14a). Hatta kesme hızının 500 m/min olmasıyla bu yükselmenin daha da belirgin bir hale geldiği söylenebilir (Şekil 6.14e).

Kesme hızı açısından 1 mm kesme derinliği için 0,15 mm/rev ilerlemeye kadar kesme hızındaki artışla birlikte S_{EQV} gerilmelerinde azalmalar olurken, buna karşın 0,15 mm/rev ilerlemede ise gerilmelerde yaklaşık 1750 MPa'lık bir yükselme tespit edilmiştir. Kesme derinliğinin 2 mm olması halinde ise kesme hızı etkisiyle gerilmelerde 0,075 mm/rev ilerlemeden itibaren yükselmelerin olduğu belirlenmiştir.

Gerilme dağılımlarının kesme derinliğine oldukça duyarlı olduğu tespit edilmiştir. Özellikle kesme derinliği 2 mm olan analiz sonuçlarından S_{EQV} gerilmelerinin Şekil 6.14f'de gösterildiği gibi; esas kesme kenarı üzerindeki kesme derinliği mesafesinde en yüksek değerde olduğu, 1 mm kesme derinliğinde ise gerilmenin en yüksek değerinin iş parçası ile kesici ucun temasının başladığı burun yarıçapındaki pah üzerinde olduğu dikkat çekmektedir. Her iki kesme derinliği için, S_{EQV} gerilmelerinin kesici uçtaki pah üzerinde daha etkin olduğu ve talaş yüzeyi üzerinde yaklaşık 2 pah mesafesine (0,2–0,3 mm) kadar etkili olduğu söylenebilir.



Şekil 6.14. Kesme parametrelerinin *von Mises* (S_{EQV}) gerilmelerine etkisi
a) $V = 225$ m/min, b) $V = 300$ m/min, c) $V = 350$ m/min,
d) $V = 400$ m/min, e) $V = 500$ m/min, f) ANSYS gerilme dağılımı

Gerilme bileşenlerinin kesici uç aşınmasına etkileri

CSRNR 2525M12 takım tutucu ve *SNGN 120712 T01020 (KYON 4300)* whisker takviyeli seramik kesici uç kullanılarak, Inconel 718 nikel esaslı süper alaşım üzerinde yapılan deneylerde sırasında kesici uçlarda daha çok Şekil 3.5'te (Bkz. Bölüm 3.3) gösterilen esas kesme kenarındaki çentiklenme, yanak aşınması ve yardımcı kesme kenarında oluşan çentiklenme biçiminde aşınmalar gerçekleşmiştir.

Yükleme durumu göz önüne alındığında (Bkz. Bölüm 5.2.4), F_f ve F_p kesici uçtaki 0,1 mm genişliğindeki pah üzerine uygulanmasına karşın, F_C üçgen yayılı yük biçiminde talaş-takım temas alanı boyunca uygulanmıştır. Buna göre esas kesme kuvveti, kesme derinliği 1 ve 2 mm için sırasıyla 1,78 ve 3,56 mm'lik talaş-takım temas uzunluğunca etki etmektedir. F_f ve F_p 'nin F_C 'ye göre daha küçük bir bölgede etkin olması ve F_f 'nin de F_p 'ye oranla daha büyük olması sebebiyle; birinci derecede F_f kuvveti etkisiyle oluşan S_X gerilmelerinin daha büyük olduğu dikkat çekmektedir. F_f kuvvetinin Bölüm 5.2.4, Şekil 5.15b'de gösterilen koordinat sistemine göre $+x$ yönünde uygulanması sonucu S_X gerilmelerinin davranışı, *basma gerilmesi* şeklinde gerçekleşmiştir. Çekme gerilmeleri ise genelde basma gerilmelerinin yaklaşık % 17–18'i seviyelerindedir. İlerleme kuvvetinin artan kesme hızı etkisiyle özellikle 0,1 mm/rev ilerlemeden itibaren daha da yükseldiği ve buna bağlı olarak da S_X gerilmelerinin *basma* etkisinin belirgin bir şekilde arttığı tespit edilmiştir.

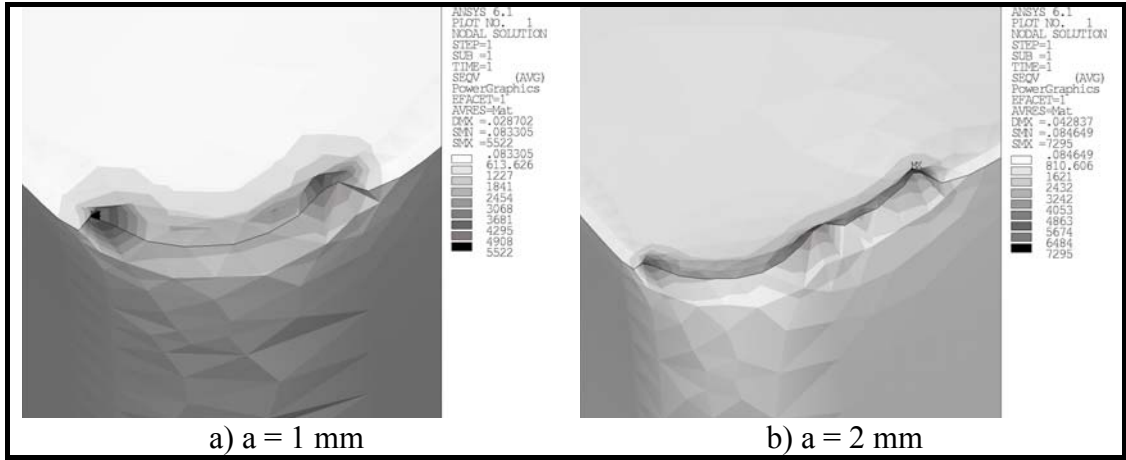
2 mm kesme derinliği için S_X gerilmeleri, kesici ucun esas kesme kenarından talaş-takım temas uzunluğuna doğru yaklaşık 1,5 mm boyunca etki etmekte olup, bu etki tamamen *basma gerilmesi* biçimindedir. Ancak kesici ucun esas kesme kenarındaki pahdan yaklaşık 0,5 mm ilerisinden itibaren *basma gerilmelerinin* yaklaşık beşte bir oranında azaldığı, buna karşın pah üzerinde gerilmelerin en yüksek değerlere ulaştığı belirlenmiştir. Aynı şekilde pasif kuvvet sebebiyle pah üzerindeki S_Y gerilmelerinin de yine *basma gerilmesi* biçimine etkin olduğu tespit edilmiştir. F_C 'nin takım-talaş temas uzunluğu boyunca etki etmesi sebebiyle, S_Z gerilmelerinin talaş-takım temas uzunluğunun yaklaşık 3 mm'lik bölümünde *basma gerilmesi* biçimine etkin olduğu dikkat çekmektedir. Normal gerilmeler için pah üzerinde görülen dağılımın bir benzeri S_{XY} , S_{YZ} ve S_{XZ} kayma gerilmelerinin dağılımında da elde edilmiştir.

1 mm kesme derinliği için S_X gerilmeleri, esas ve yardımcı kesme kenarının başladığı burun yarıçapının bitiş noktalarında kritik (en yüksek) değerde olduğu, kesici ucun esas kesme kenarından takım-talaş temas uzunluğuna doğru yaklaşık 1,3 mm boyunca etki ettiği ve bu etkinin tamamen *basma gerilmesi* biçiminde olduğu görülmüştür. Ancak kesici ucun esas kesme kenarındaki pahdan yaklaşık 0,4

mm'den sonra *basma gerilmelerinin* dörtte bir oranında azaldığı, buna karşın pah üzerindeki burun yarıçapının bitiş noktalarında gerilmelerin en yüksek değerlere ulaştığı dikkat çekmektedir. Aynı şekilde pasif kuvvet sebebiyle aynı bölgede ancak daha geniş bir alandaki S_Y gerilmelerinin de yine *basma gerilmesi* biçiminde etkin olduğu gözlenmiştir. F_C 'nin talaş-takım temas boyunca etki etmesi sebebiyle, S_Z gerilmelerinin talaş-takım temas uzunluğunun yaklaşık 1 mm'lik bölümünde *basma gerilmesi* biçimine etkin olduğu belirlenmiştir. Normal gerilmeler için pah üzerinde görülen dağılımın bir benzeri S_{XY} , S_{YZ} ve S_{XZ} kayma gerilmelerinin dağılımında da gözlenmiştir.

Yapılan analizler neticesinde seramik kesici ucun aşınması/kırılması açısından özellikle S_X ve S_Y normal gerilmeleri ile S_{XY} ve S_{XZ} kayma gerilmelerinin daha etkili olduğu fark edilmiştir. 2 mm kesme derinliği için en kritik bölgenin esas kesme kenarı üzerindeki kesme derinliği mesafesinde olduğu, 1 mm kesme derinliği için ise iş parçası ile kesici uç temasının başladığı yardımcı kesme kenarının başlangıcında (burun yarıçapının bittiği noktada) olduğu tespit edilmiştir. Her iki kesme derinliği için kesici uçtaki pahın büyük gerilmelere maruz kaldığı söylenebilir. Şekil 6.15'te 500 m/min kesme hızı ve 0,15 mm/rev ilerleme şartlarında 1 mm (Şekil 6.15a) ve 2 mm kesme derinliği (Şekil 6.15b) için elde edilen en yüksek S_{EQV} von Mises gerilmelerine maruz kalan seramik kesici uçlardaki deformasyon 100 kat büyütülerek gösterilmiştir.

Kesme derinliği 1 ve 2 mm için sonlu elemanlar metoduna dayalı olarak gerçekleştirilen ANSYS gerilme sonuçlarının, kesme deneyleri sırasında kesici uçlarda görülen aşınma tipleri ve aşınma yerleri hakkında çok gerçekçi bilgiler verdiği görülmüştür.



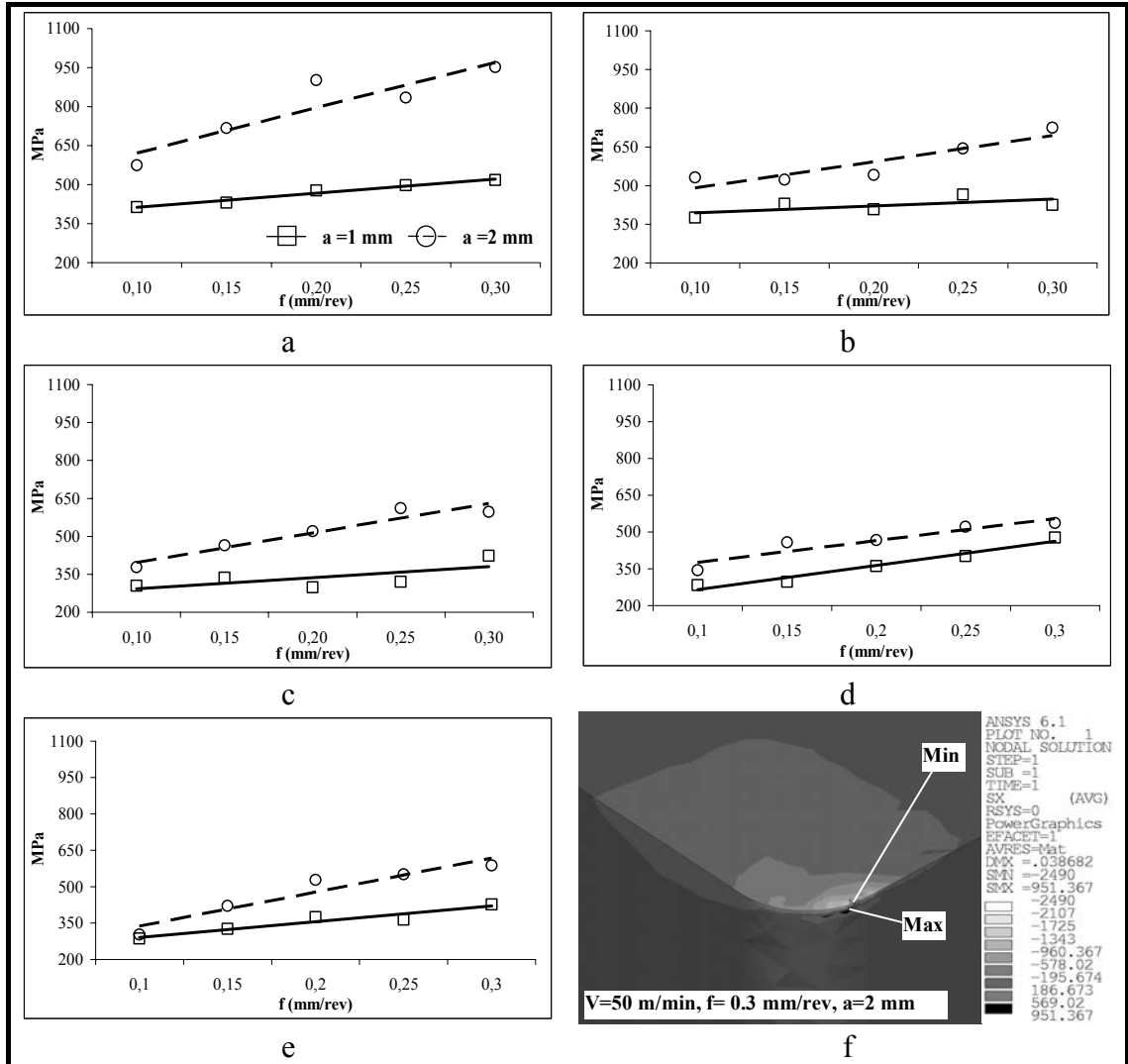
Şekil 6.15. Seramik kesici uçlardaki deformasyon

SSBCR 2525M12/SCMW 12M508 (P20 grade) kesici takımları

AISI 1117 iş parçası, *SSBCR 2525M12* takım tutucu ve *SCMW 12M508 (P20 grade)* kesici uç kullanılarak Çizelge 5.7’de verilen kesme parametrelerine göre işlenmiştir. Deneylerde ölçülen kesme kuvvetleri kullanılarak toplam 50 analiz yapılmış; her bir kesme hızı (V) için kesme derinliği (a) ve ilerleme (f) değerindeki değişime bağlı olarak kesici takımlarda oluşan gerilmeler incelenmiştir.

Analizler sonucunda kesme parametrelerindeki değişimin S_X , S_Y ve S_Z normal gerilmeleri üzerindeki etkisi *çekme* (Şekil 6.16–Şekil 6.18) ve *basma* gerilmesi (Şekil 6.19) biçiminde ele alınmıştır. Normal gerilmelere ait *ANSYS* gerilme dağılımlarının gösterilmesinde, analizler sonucunda belirlenen *en yüksek çekme gerilmesi değeri* kullanılmıştır. Gerilme dağılımlarında gösterilen “*max.*” ve “*min.*” ifadeleri sırasıyla en yüksek “*çekme*” ve “*basma*” gerilmelerinin yerlerini göstermek amacıyla kullanılmıştır.

Şekil 6.16’da kesme parametrelerindeki değişimin S_X normal gerilmesine (*çekme*) etkisi gösterilmiştir. Genel olarak bakıldığında, tüm kesme hızları için kesme derinliği ve ilerleme değerindeki artışa paralel olarak S_X gerilme değerlerinin de yükseldiği dikkati çekmektedir.



Şekil 6.16. Kesme parametrelerinin S_x çekme gerilmesine etkisi

- a) $V = 50$ m/min, b) $V = 75$ m/min, c) $V = 100$ m/min,
d) $V = 125$ m/min, e) $V = 150$ m/min, f) ANSYS gerilme dağılımı

Tüm kesme hızları ve ilerleme değerleri için 1mm kesme derinliğine oranla 2 mm kesme derinliğindeki S_x gerilmeleri daha yüksek gerçekleşmektedir (Şekil 6.16a–e). Kesme derinliğinin etkisi, özellikle düşük kesme hızlarında (50 ve 75 m/min) açık bir şekilde görülmektedir (Şekil 6.16a ve b).

Özellikle 50, 75 ve 100 m/min kesme hızları için, ilerlemedeki artışla birlikte kesme derinliği 1 mm'ye oranla 2 mm kesme derinliğindeki S_x gerilmelerinde daha hızlı

yükselmeler olmaktadır (Şekil 6.16a–c). S_X gerilmesi, 50 m/min ve 1 mm kesme derinliği için 0,1 mm/rev ilerlemede 413 MPa iken ilerlemenin 0,3 mm/rev’e çıkmasıyla gerilme 517 MPa’ya yükselmiştir (Şekil 6.16a). 2 mm kesme derinliği için ise S_X gerilmesi, 574 MPa’dan 951 MPa seviyelerine yükselmektedir. 125 m/min kesme hızında ise her iki kesme derinliği için S_X gerilmelerinin ilerleme etkisiyle yaklaşık paralel bir biçimde yükseldiği gözlenmiştir (Şekil 6.16d).

S_X gerilmesi üzerinde kesme hızı etkisinin özellikle 2 mm kesme derinliği için çok belirgin olduğu tespit edilmiştir. 1 mm kesme derinliğinde kesme hızındaki artışla birlikte gerilmelerin azaldığı görülmekle birlikte; bu azalma, özellikle 0,3 mm/rev ilerleme dışındaki ilerlemelerde daha hızlı biçimde gerçekleşmektedir. Diğer ilerleme değerleri için gerilmeler yaklaşık birbirine paralel olarak azalma eğilimindedir. 0,1 mm/rev ilerlemede 50 m/min kesme hızında 413 MPa olan S_X gerilmesi, kesme hızının 150 m/min’e yükselmesiyle 285 MPa’ya kadar gerilemiştir. 0,3 mm/rev ilerlemede ise gerilmeler 517 MPa’dan 427 MPa’ya doğru azalma eğilimindedir. 2 mm kesme derinliğinde ise tüm ilerleme değerleri için gerilmelerin azalma eğiliminde olduğu görülmüştür. Bu eğilimin 0,25 mm/rev ilerleme dışındaki diğer ilerlemeler için gerilmelerin birbirine paralel olarak azalması biçiminde gözlenmiştir.

Şekil 6.16a–Şekil 6.16e’den, S_X gerilmelerinin 2 mm kesme derinliği için daha yüksek olduğu fark edilmiştir. Gerilme dağılımları açısından kesme hızı ve ilerlemeye bakılmaksızın kesme derinliği 2 mm için S_X gerilmesinin esas kesme kenarının başlangıcındaki burun yarıçapının bitiş noktasında talaş yüzeyinde *basma* ve bu yerin hemen altında da *çekme* gerilmesi biçiminde gerçekleştiği dikkat çekmektedir (Şekil 6.16f). 2 mm kesme derinliği için talaş–takım temas uzunluğu 4 mm seçilmesine rağmen S_X gerilmelerinin talaş yüzeyindeki yaklaşık 2,8 mm’lik mesafede *basma* gerilmesi biçiminde daha etkili olduğu belirlenmiştir. Özellikle burun yarıçapından içeriye doğru yaklaşık 0,3 mm mesafeye kadar *basma* gerilmelerinin daha yüksek olduğu ve talaş–takım temas uzunluğunun sonuna doğru ilerledikçe gerilmenin kısmen azaldığı gözlenmiştir. Şekil 6.16f’de gösterilenden farklı olarak, kesme derinliği 1 mm için S_X gerilmesinin talaş–takım temas uzunluğun

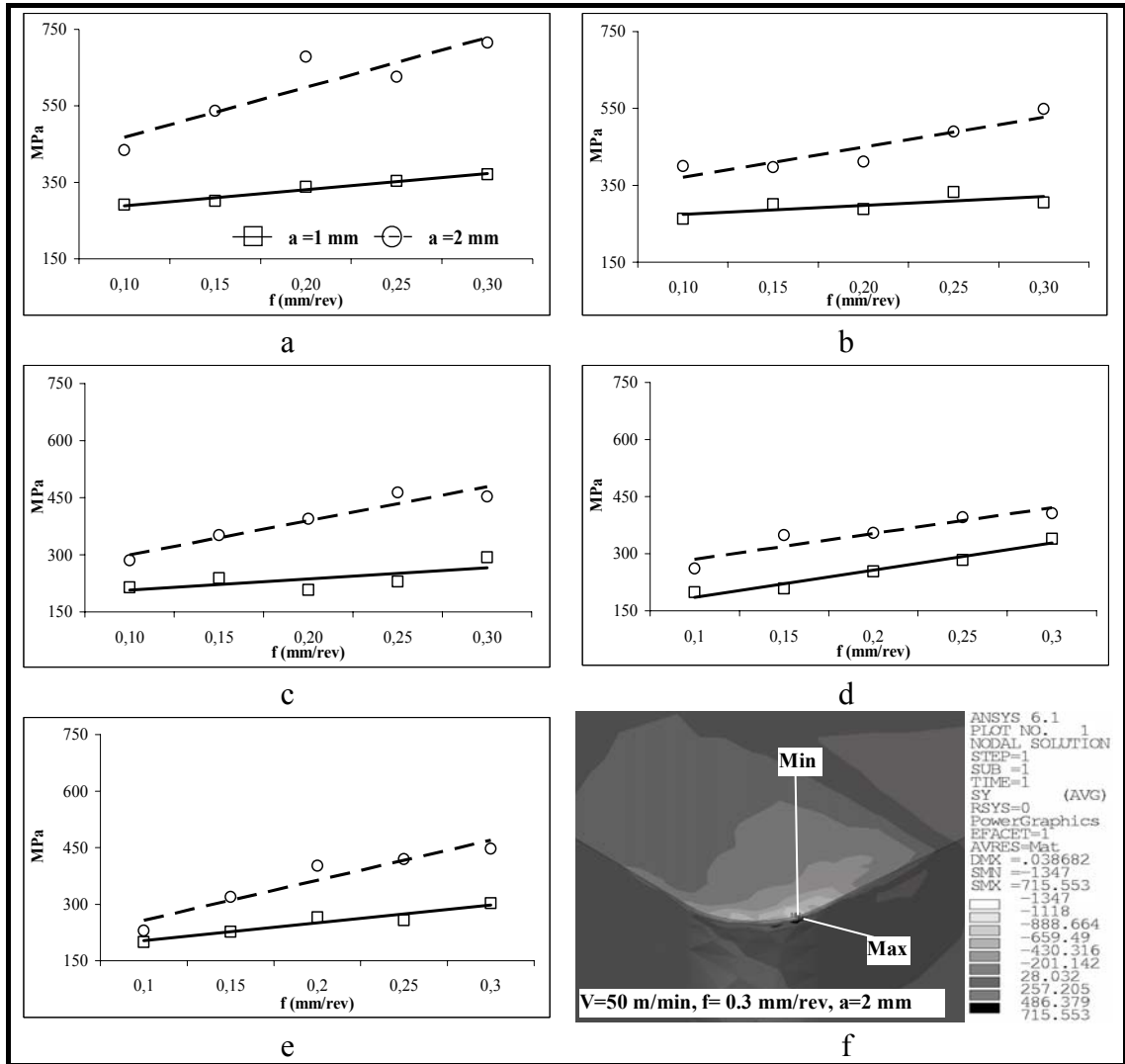
yaklaşık 1,4 mm'lik kısmında etkili olduğu, buna karşın en yüksek gerilme yerlerinin 2 mm kesme derinliğindeki gibi esas kesme kenarının başlangıcındaki burun yarıçapının bitiş noktasında talaş yüzeyinde *basma* ve bu yerin hemen altındaki daha küçük bir bölgede *çekme* gerilmesi biçiminde gerçekleştiği görülmüştür. Özellikle burun yarıçapından içeriye doğru yaklaşık 0,3 mm mesafeye kadar *basma* gerilmelerinin daha yüksek olduğu tespit edilmiştir.

Şekil 6.17'de gösterilen kesme parametreleri ile S_Y normal gerilmesi (*çekme*) arasındaki ilişkilere genel olarak bakıldığında, S_X *çekme* gerilmesinde olduğu gibi tüm kesme hızları için kesme derinliği ve ilerleme değerindeki artışa paralel olarak S_Y gerilme değerlerinde de yükselmeler görülmektedir.

Tüm kesme hızları ve ilerleme değerleri için 1mm kesme derinliğine oranla 2 mm kesme derinliğindeki S_Y gerilmeleri daha yüksek gerçekleşmiştir (Şekil 6.17a–e). Kesme derinliğinin etkisi özellikle 50 m/min kesme hızında daha belirgindir (Şekil 6.17a).

Özellikle 50 m/min için, ilerlemedeki artışla birlikte kesme derinliği 1 mm'ye oranla 2 mm kesme derinliğindeki S_Y gerilmelerinde daha hızlı yükselmeler olmaktadır (Şekil 6.17a). Ancak kesme hızının yükselmesiyle ilerleme etkisi nispeten yavaşlamaktadır. S_Y gerilmesi, 50 m/min ve 1 mm kesme derinliği için 0,1 ve 0,3 mm/rev'de sırasıyla 291 MPa ve 371 MPa olarak gerçekleşirken, kesme derinliğinin 2 mm olmasıyla gerilmelerin sırasıyla 435 ve 716 MPa'ya yükseldiği görülmektedir (Şekil 6.17a). S_X gerilmesinde olduğu gibi 125 m/min kesme hızında ise her iki kesme derinliği için S_Y gerilmelerinin ilerleme etkisiyle yaklaşık paralel bir biçimde yükseldiği fark edilmiştir (Şekil 6.17d).

Kesme hızı etkisiyle S_Y gerilmelerindeki değişimin özellikle 2 mm kesme derinliği için çok belirgindir. 1 mm kesme derinliğinde kesme hızındaki artışla birlikte gerilmeler yaklaşık 100 MPa seviyelerinde azalmakla birlikte; kesme derinliğinin 2 mm olmasıyla, gerilmeler % 100 azalarak 200 MPa seviyelerine kadar düşmüştür.



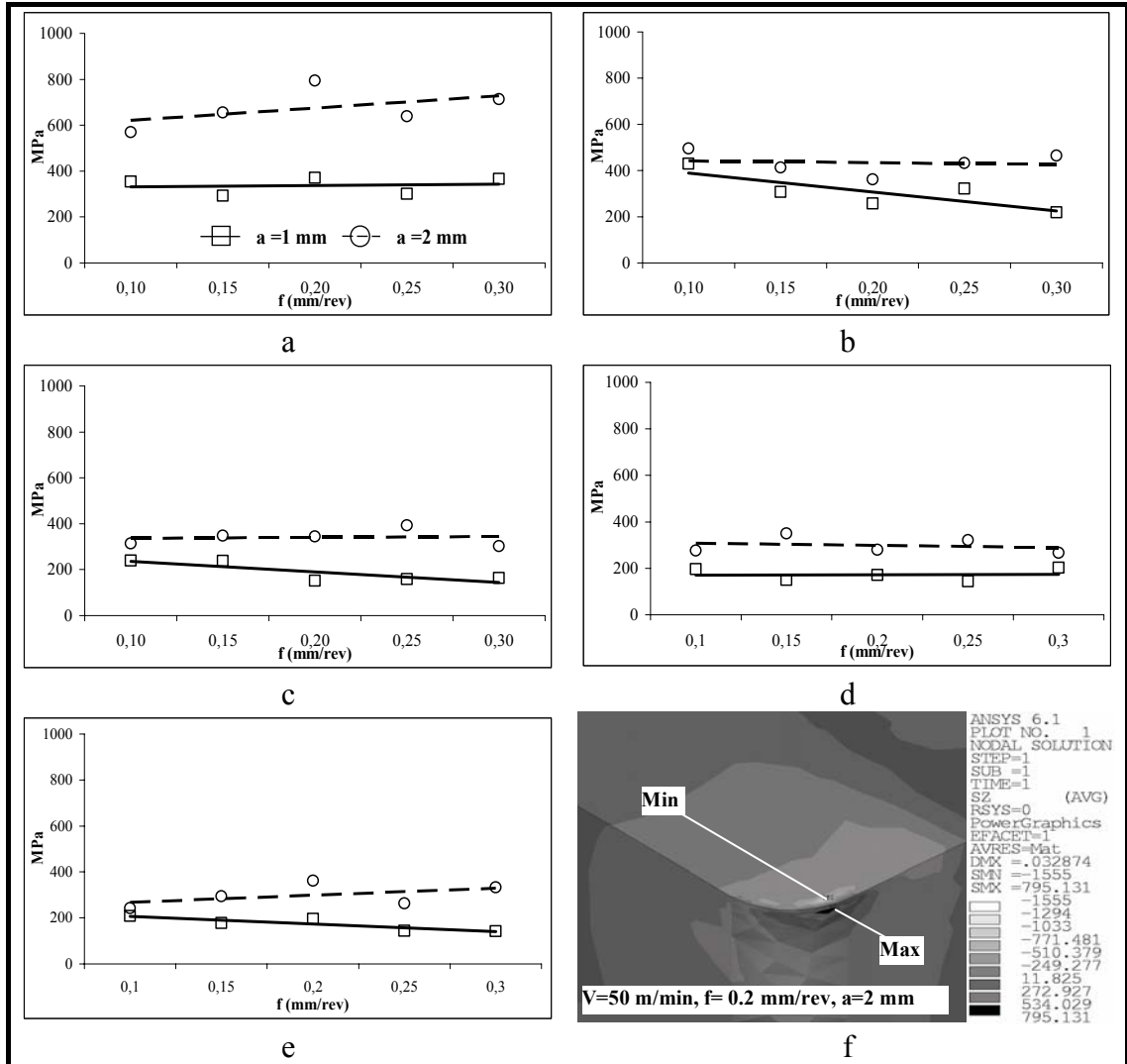
Şekil 6.17. Kesme parametrelerinin S_Y çekme gerilmesine etkisi
a) $V = 50$ m/min, b) $V = 75$ m/min, c) $V = 100$ m/min,
d) $V = 125$ m/min, e) $V = 150$ m/min, f) ANSYS gerilme dağılımı

Gerilme dağılımları açısından kesme hızı ve ilerlemeye bakılmaksızın kesme derinliği 2 mm için S_Y gerilmesinin S_X gerilmesinde olduğu gibi, esas kesme kenarının başlangıcındaki burun yarıçapının bitiş noktasında talaş yüzeyinde *basma* ve bu yerin hemen altında da *çekme* gerilmesi biçiminde gerçekleştiği dikkati çekmektedir (Şekil 6.17f). 1 mm kesme derinliği için ise S_Y gerilmeleri talaş-takım temas uzunluğunun yaklaşık 1,8 mm'sine kadar *basma* gerilmesi biçiminde etki etmektedir. S_Y gerilmelerinin burun yarıçapından içeriye doğru yaklaşık 0,4 mm'ye

kadar daha yüksek olduğu ve talaş-takım temas uzunluğunun sonuna doğru gidildikçe gerilmenin azaldığı gözlenmiştir. S_Y gerilmelerinin her iki kesme derinliği için diğer bölgelere nazaran burun yarıçapından içeriye doğru yaklaşık 0,2 mm'lik bir bölgede çok yüksek değerlere ulaştığı tespit edilmiştir.

Kesme parametreleri ile S_Z normal gerilmesi (*çekme*) arasındaki ilişkiler Şekil 6.18'de gösterilmiştir. 50 m/min kesme hızında 2 mm kesme derinliği için ilerlemedeki artışa paralel olarak S_Z gerilmesinde de yükselmeler görülmektedir (Şekil 6.18a). 0,1 mm/rev'de 570 MPa olan gerilme 0,3 mm/rev ilerlemede 713 MPa'ya yükselmiştir. 1 mm kesme derinliği için ise gerilmeler değişim göstermeme eğilimindedir. Özellikle 2 mm kesme derinliği için 75 m/min'den 150 m/min'e kadar olan kesme hızlarında ilerlemedeki artışla birlikte S_Z gerilmelerinde yaklaşık 10~30 MPa seviyelerinde azalmalar olmakta, buna karşılık 150 m/min'de ise gerilmeler yaklaşık 200 MPa kadar yükselmektedir (Şekil 6.18b–e). Ancak $a = 1$ mm için 75, 100 ve 150 m/min kesme hızlarında ilerlemedeki artışla birlikte gerilmelerde azalmaların olduğu (Şekil 6.18b,c,e), buna karşın 125 m/min kesme hızında ise gerilmelerde bir değişimin olmadığı tespit edilmiştir (Şekil 6.18d). 1 mm kesme derinliği için S_Z gerilmelerindeki en hızlı düşüş 75 m/min kesme hızında gerçekleşmiştir.

Her iki kesme derinliği için tüm ilerleme değerlerinde kesme hızındaki artışla birlikte S_Z gerilmelerinde düşüşler gözlenmiştir. 1 mm kesme derinliği için 0,3 mm/rev ilerlemede 50 m/min kesme hızında 366 MPa olan S_Z gerilmesi kesme hızının 150 m/min'e çıkmasıyla 143 MPa'ya kadar düşerken; 2 mm kesme derinliği için aynı ilerlemede S_Z gerilmesi 50 m/min'de 711 MPa'dan 150 m/min'de 333 MPa'ya kadar düşmüştür.



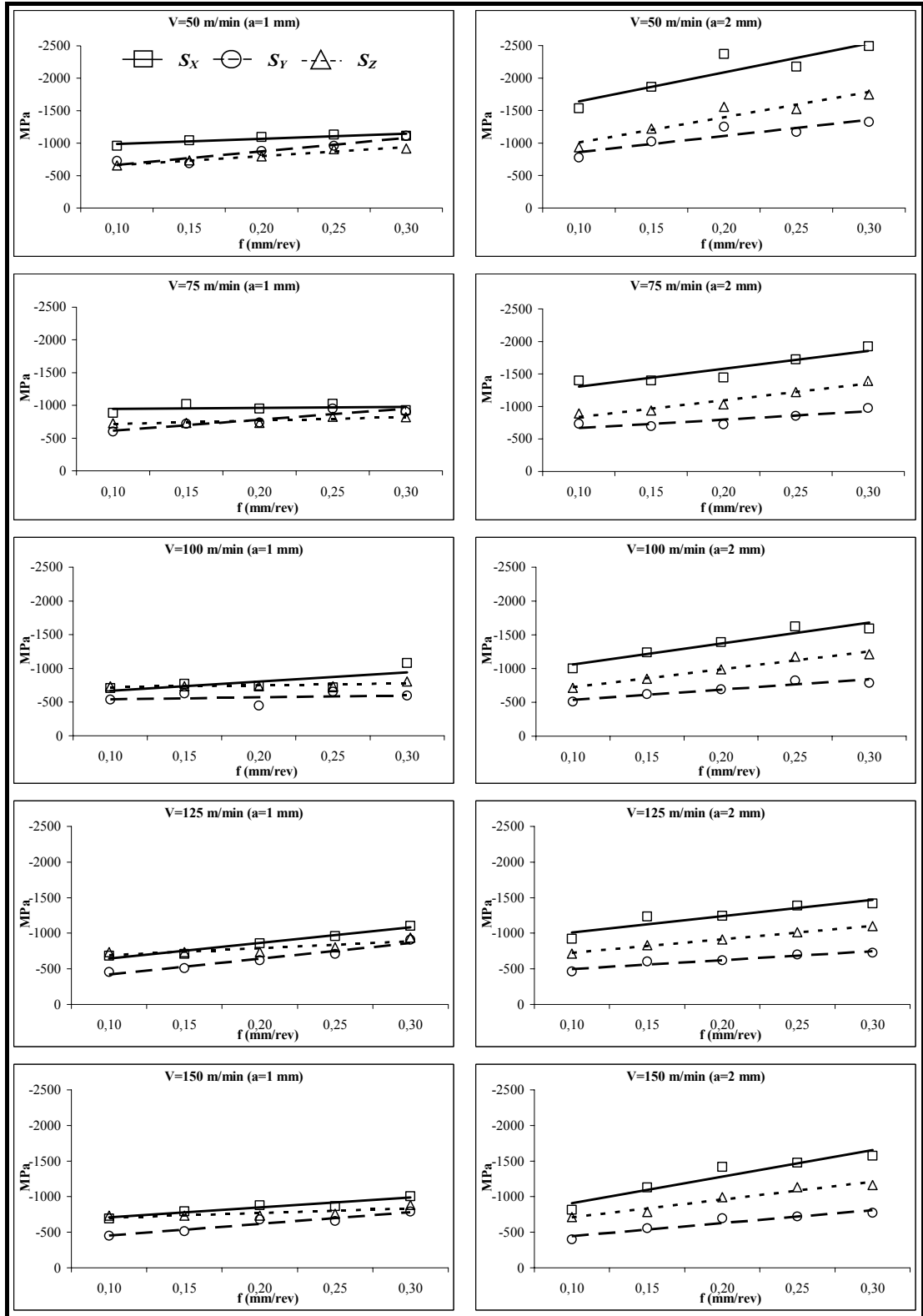
Şekil 6.18. Kesme parametrelerinin S_z çekme gerilmesine etkisi
a) $V = 50$ m/min, b) $V = 75$ m/min, c) $V = 100$ m/min,
d) $V = 125$ m/min, e) $V = 150$ m/min, f) ANSYS gerilme dağılımı

S_z gerilmesi için elde edilen gerilme dağılımına bakıldığında, S_x ve S_y gerilmesinde elde edilen dağılımdan farklı bir dağılımın gerçekleştiği dikkati çekmektedir. 50 m/min kesme hızında 2 mm kesme derinliğinde ve 0,2 mm/rev ilerleme için gerçekleşen gerilme dağılımından (Şekil 6.18f), gerilme, talaş yüzeyinde *basma* ve burun yarıçapının hemen altında da *çekme* gerilmesi biçiminde gerçekleşmektedir. S_z *basma* gerilmesi esas kesme kenarının başlangıcındaki burun yarıçapının bitiş noktasından talaş yüzeyine doğru 0,2 mm'lik mesafede en yüksek değerde iken,

çekme gerilmesi ise sadece burun yarıçapının yaklaşık 0,1 mm altında görülmüştür. S_Z gerilmesi, talaş-takım temas uzunluğu boyunca esas kesme kenarından içeriye doğru gittikçe azalan bir eğilim göstermektedir. Kesme derinliği 1 mm için gerilme dağılımı da 2 mm kesme derinliğinde olduğu gibidir. Ancak, *basma* gerilmesinin daha çok esas kesme kenarından talaş yüzeyine doğru yaklaşık 0,9 mm'ye kadar etkilediği; buna karşın *çekme* gerilmesinin 2 mm kesme derinliğinde elde edilen farklı olarak burun yarıçapı altına kadar genişlediği fark edilmiştir.

Kesme parametrelerinin S_X , S_Y ve S_Z normal gerilmelerinin *basma* gerilmesi biçimlerine etkileri Şekil 6.19'da gösterilmiştir. Genelde kesme derinliğindeki artışla birlikte *basma* gerilmeleri de yükselmektedir. Kesme derinliği 1 mm için S_X *basma* gerilmeleri 700~1200 MPa arasında değişirken; 2 mm kesme derinliği için gerilmeler 800~2500 MPa arasında değişmektedir. Aynı şekilde 1 mm kesme derinliği için S_Y ve S_Z *basma* gerilmeleri de sırasıyla 450~1100 MPa ve 700~900 MPa, 2 mm kesme derinliği için ise 400~1300 MPa ve 700~1700 MPa arasında değişmektedir.

Genel olarak tüm kesme hızları ve her iki kesme derinliği için ilerleme değerindeki artışa paralel olarak S_X , S_Y ve S_Z *basma* gerilmelerinin yükseldiği dikkati çekmektedir (Şekil 6.19). İlerleme etkisi özellikle 2 mm kesme derinliği için daha belirgindir. S_X , S_Y ve S_Z *basma* gerilmeleri için en yüksek değerler 2 mm kesme derinliğinde 50 m/min kesme hızında sırasıyla 2490, 1323 ve 1749 MPa olarak gerçekleşmiştir. 1 mm kesme derinliği için düşük kesme hızlarında (50 ve 75 m/min) ilerleme S_X *basma* gerilmeleri üzerinde kısmen etkili olmakla birlikte, kesme hızının yükselmesiyle ilerleme etkisi daha da belirginleşmiştir. S_Y *basma* gerilmesi ilerleme etkisiyle 100 m/min kesme hızında diğer kesme hızlarına oranla daha az yükselme eğiliminde iken; S_Z *basma* gerilmesi, tüm kesme hızları için yaklaşık aynı eğimle yükselmektedir. 2 mm kesme derinliği için S_Y ve S_Z *basma* gerilmeleri ilerleme etkisiyle yaklaşık paralel bir biçimde yükselmektedir.



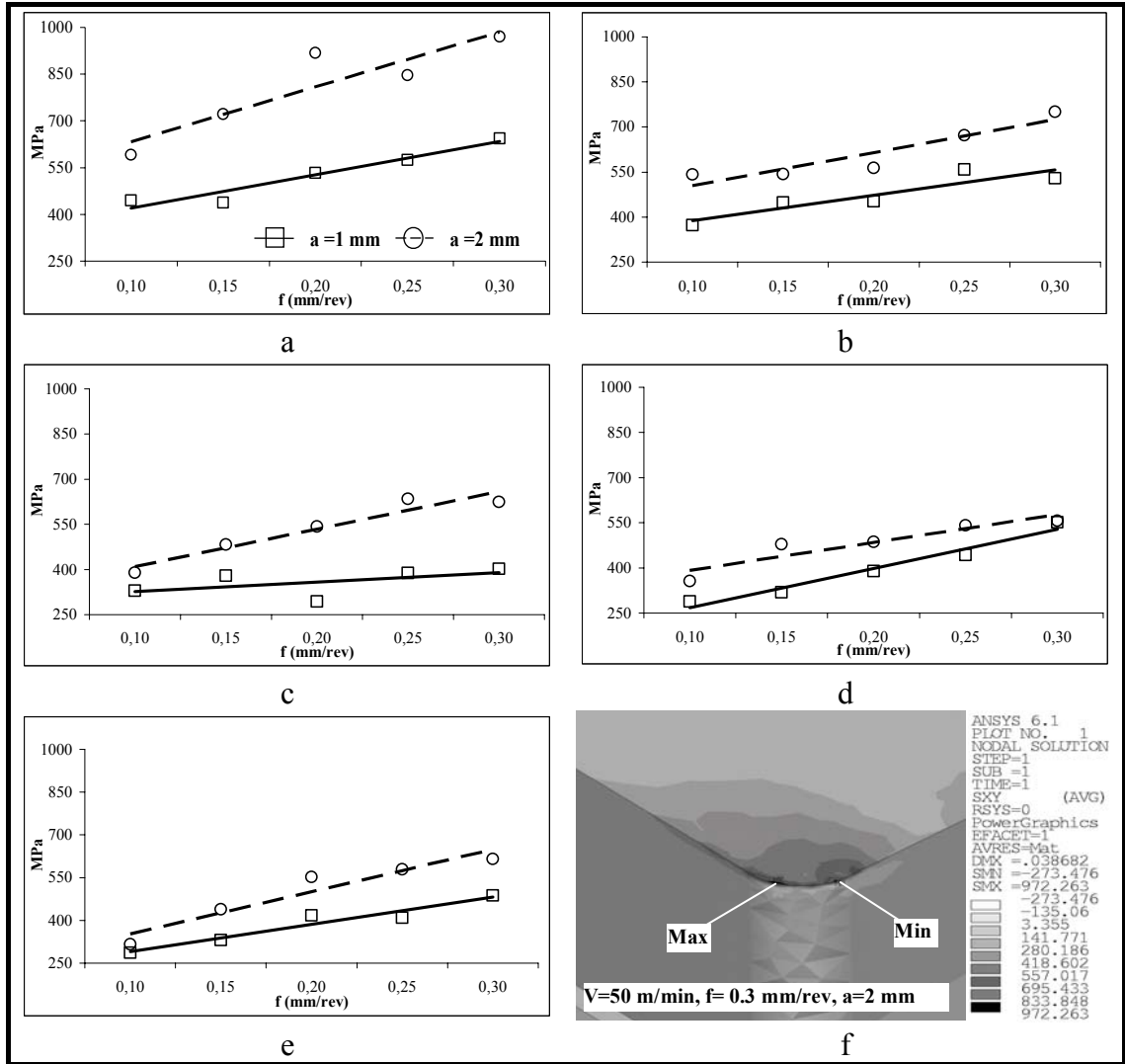
Şekil 6.19. Kesme parametrelerinin S_x , S_y ve S_z basma gerilmelerine etkisi

1 mm kesme derinliği için 0,3 mm/rev ilerleme dışındaki ilerlemelerde ve 2 mm kesme derinliği için tüm ilerleme değerlerinde kesme hızındaki artışla birlikte S_X *basma* gerilmelerinin azaldığı gözlenmiştir. 1 mm kesme derinliği için 0,3 mm/rev ilerlemede gerilmelerde önemli bir değişim görülmemiştir. S_Y *basma* gerilmelerinde ise her iki kesme derinliği için tüm ilerleme değerlerinde kesme hızındaki artışla birlikte gerilmelerinin azaldığı fark edilmiştir. Ancak 2 mm kesme derinliği için tüm ilerleme değerlerinde kesme hızındaki artışla birlikte S_Z *basma* gerilmelerinin azaldığı gözlenirken; 1 mm kesme derinliği için 0,1 ve 0,15 mm/rev ilerlemelerde gerilmelerin değişmediği, buna karşın diğer ilerlemelerde ise gerilmelerin azaldığı belirlenmiştir.

Kesme parametrelerinin S_{XY} , S_{YZ} ve S_{XZ} kayma gerilmeleri üzerindeki etkisi “+” (Şekil 6.20–Şekil 6.22) ve “–” işaretli gerilmeler (Şekil 6.23) biçiminde ele alınmıştır. Kayma gerilmelerine ait *ANSYS* gerilme dağılımlarının gösterilmesinde, analizler sonucunda belirlenen *en yüksek “+” işaretli gerilme değeri* kullanılmıştır. Ayrıca gerilme dağılımlarında gösterilen “*max.*” ve “*min.*” ifadeleri sırasıyla “+” ve “–” işaretli gerilmelerin en yüksek yerlerini göstermek amacıyla kullanılmıştır.

Şekil 6.20’de gösterilen kesme parametrelerindeki değişimin S_{XY} kayma gerilmesine etkilerinden; tüm kesme hızları için kesme derinliği ve ilerleme değerindeki artışa paralel olarak S_{XY} değerlerinde de yükselmelerin olduğu tespit edilmiştir.

Tüm kesme hızları ve ilerleme değerleri için, 1mm kesme derinliğine göre 2 mm kesme derinliğindeki S_{XY} gerilmeleri daha yüksek oluşmuştur (Şekil 6.20a–e). Kesme derinliğinin etkisi özellikle 50 ve 100 m/min kesme hızlarında daha da belirgindir (Şekil 6.20a ve c).



Şekil 6.20. Kesme parametrelerinin S_{XY} kayma gerilmesine etkisi
 a) $V = 50$ m/min, b) $V = 75$ m/min, c) $V = 100$ m/min,
 d) $V = 125$ m/min, e) $V = 150$ m/min, f) ANSYS gerilme dağılımı

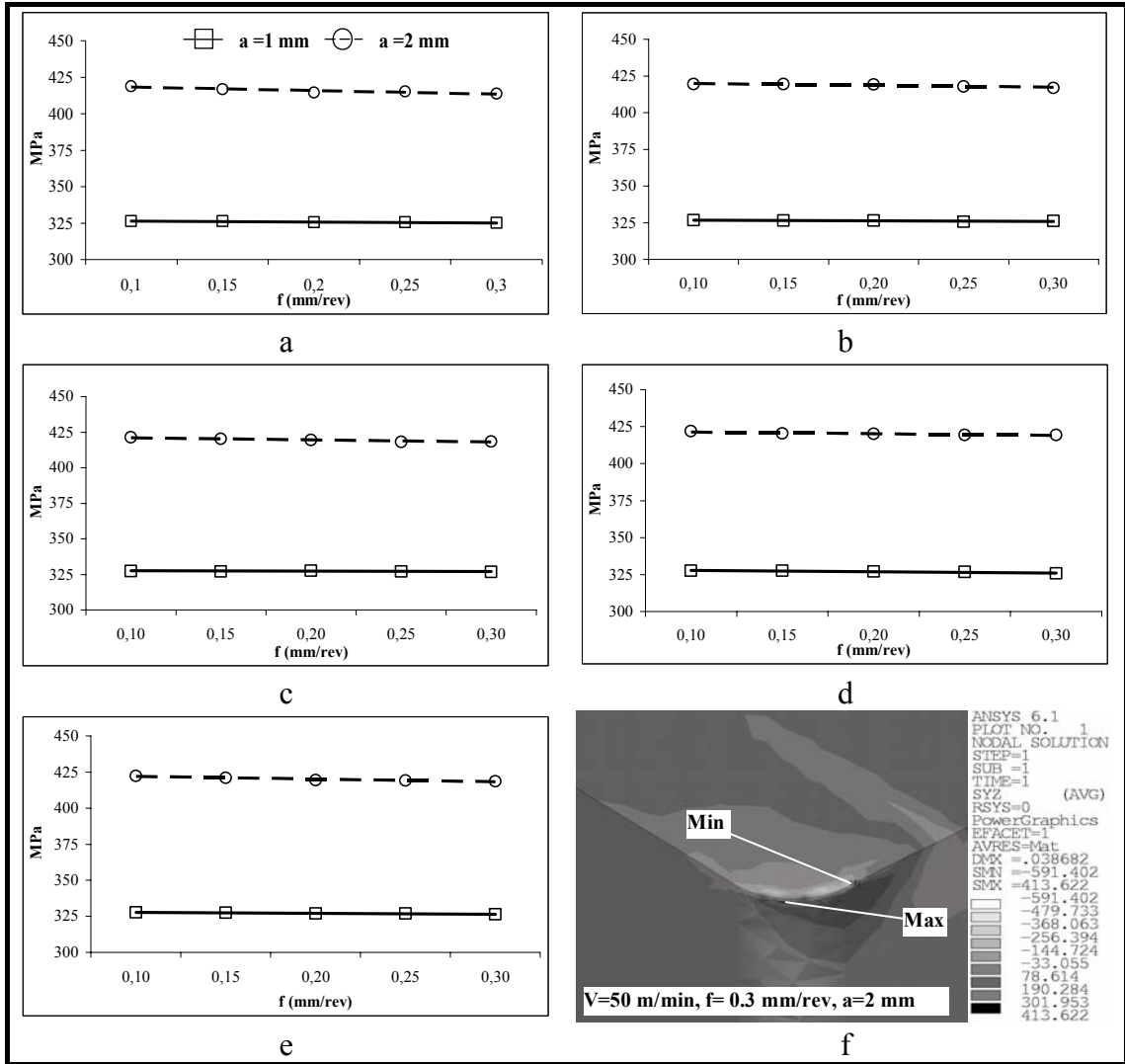
İlerleme değeriindeki değişimin S_{XY} gerilmelerine etkisi açık bir şekilde görülmekle birlikte; tüm kesme hızı ve kesme derinliği için ilerlemedeki artışa paralel olarak kayma gerilmeleri de yükselmektedir (Şekil 6.20a-e). Genel olarak 2 mm kesme derinliği için ilerleme etkisi daha belirgindir. İlerlemenin S_{XY} gerilmeleri üzerinde etkisinin diğer kesme hızlarına oranla özellikle 50 m/min kesme hızında daha etkili olduğu gözlenmiştir. 50 m/min kesme hızında ilerleme etkisiyle gerilmeler 1 ve 2 mm kesme derinliği için sırasıyla 445 ve 591 MPa'dan 644 ve 970 MPa'ya kadar

yükselmektedir (Şekil 6.20a). 75 m/min’de ise gerilmeler 1 mm kesme derinliği için 373 MPa’dan 529 MPa’ya ve 2 mm kesme derinliği için 541 MPa’dan 751 MPa’ya kadar yükselmektedir. Gerilmeler, diğer ilerlemelere göre 0,3 mm/rev ilerlemede, daha yüksek gerçekleşmektedir.

Tüm ilerleme ve kesme derinliği için kesme hızındaki artışla birlikte S_{XY} kayma gerilmeleri azalmaktadır. Bu azalma tüm ilerleme değerleri için yaklaşık paralel bir eğilim göstermektedir. Ancak 2 mm kesme derinliği için gerilmeler biraz daha fazla azalma eğilimindedir. 0,3 mm/rev için gerilmeler; 1 mm kesme derinliğinde 644 MPa’dan 487 MPa’ya ve 2 mm kesme derinliği için 970 MPa’dan 616 MPa’ya kadar düşmektedir.

S_{XY} gerilmesi için elde edilen gerilme dağılımına bakıldığında, esas kesme kenarının başlangıcındaki burun yarıçapının bitiş noktasında ve talaş yüzeyinde *maksimum* (+ işaretli) ve burun yarıçapı ile esas kesme kenarının hemen altında da *minimum* (– işaretli) gerilme dağılımı gösterdiği dikkati çekmektedir (Şekil 6.24f). 2 mm kesme derinliği için talaş yüzeyindeki yaklaşık 2,2 mm’lik mesafede + işaretli gerilmelerin etkili olduğu, buna karşın burun yarıçapı ile esas kesme kenarının yaklaşık 0,1 mm altındaki 1,5 mm’lik bir bölgede ise – işaretli gerilmelerin etkili olduğu gözlenmiştir (Şekil 6.20f). 1 mm kesme derinliği için S_{XY} gerilmesinin dağılımı da 2 mm kesme derinliğindeki dağılıma benzemektedir. 1 mm kesme derinliği için – işaretli gerilmeler 2 mm kesme derinliğinde olduğu gibi yine aynı bölgede gerçekleşirken, + işaretli gerilmelerin talaş yüzeyindeki yaklaşık 1 mm’lik mesafede daha etkin olduğu tespit edilmiştir.

Şekil 6.21’de kesme parametrelerindeki değişimin S_{YZ} kayma gerilmesine etkisi gösterilmiştir. Genel olarak tüm kesme hızları ve kesme derinliği için ilerlemenin S_{YZ} gerilmeleri üzerinde çok küçük bir etkisinin olduğu söylenebilir (Şekil 6.21a–e). Kesme derinliği ise 2 mm kesme derinliği lehine gerilmeler üzerinde ilerlemeye nazaran biraz daha etkilidir.



Şekil 6.21. Kesme parametrelerinin S_{YZ} kayma gerilmesine etkisi
a) $V = 50$ m/min, b) $V = 75$ m/min, c) $V = 100$ m/min,
d) $V = 125$ m/min, e) $V = 150$ m/min, f) ANSYS gerilme dağılımı

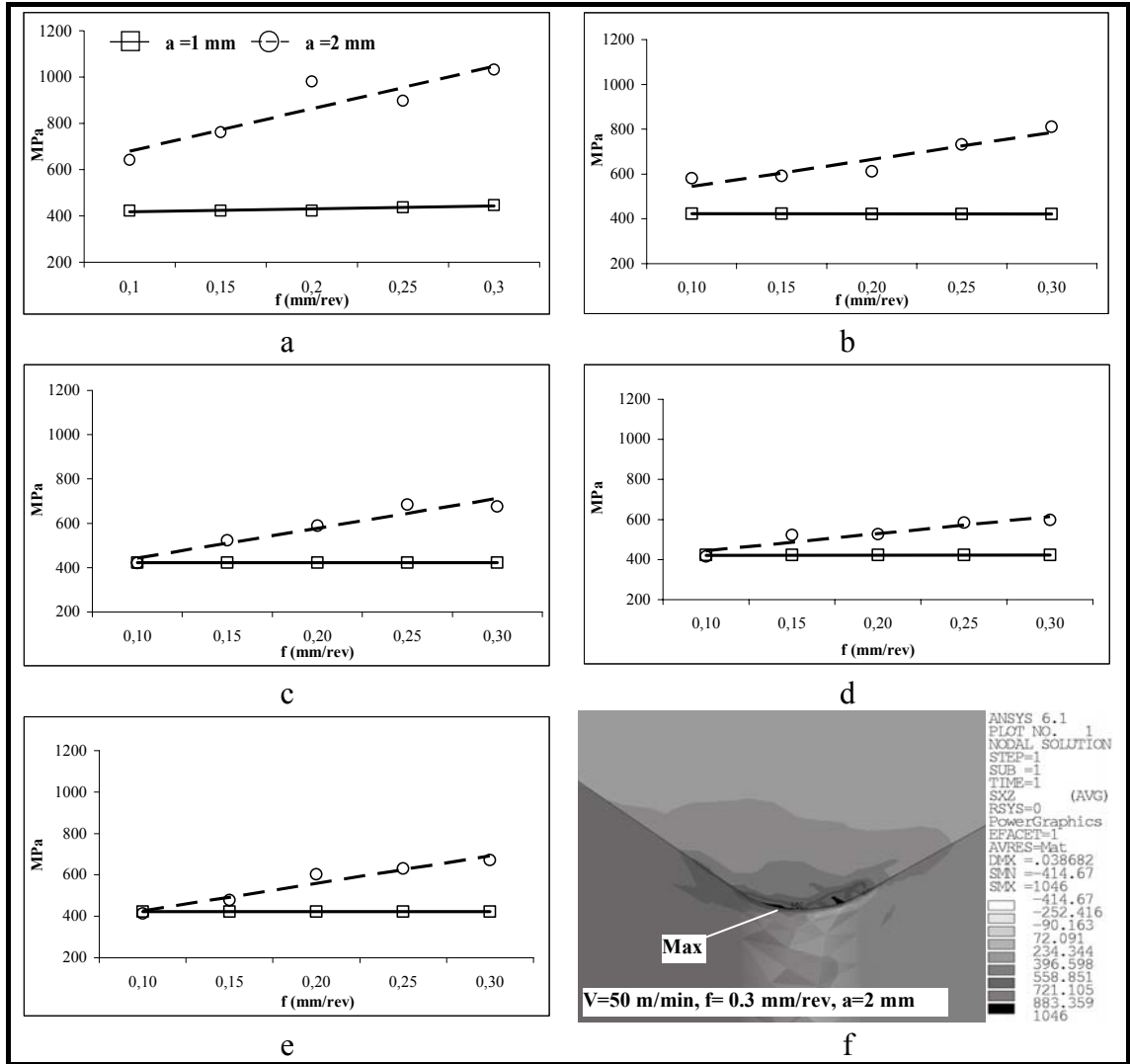
2 mm kesme derinliği için 0,1 mm/rev ilerlemede yaklaşık 421 MPa olan S_{YZ} kayma gerilmeleri, ilerlemenin 0,3 mm/rev'e kadar artmasıyla birlikte 5~10 MPa arasında azalarak 413~419 MPa seviyelerine düşmüştür (Şekil 6.21a-e). $a = 1$ mm'de ise gerilmelerde yaklaşık 1~2 MPa arasında bir değişim görülmekte ve gerilmeler 327 MPa seviyelerinde gerçekleşmektedir. Her iki kesme derinliği için en yüksek S_{YZ} kayma gerilmeleri 0,1 mm/rev ilerlemede gerçekleşmiş olup, ilerleme etkisiyle S_{YZ}

kayma gerilmesindeki en büyük değişimin 50 m/min kesme hızında gerçekleştiği fark edilmiştir.

Her iki kesme derinliği ve tüm ilerleme değerleri için kesme hızındaki artışa paralel olarak S_{YZ} kayma gerilmeleri de yükselmektedir. Kayma gerilmelerindeki bu değişimin tüm ilerleme değerleri için yaklaşık paralel bir biçimde gerçekleştiği söylenebilir.

S_{YZ} gerilmesi için elde edilen gerilme dağılımından; S_{XY} gerilmesinin aksine, esas kesme kenarının başlangıcındaki burun yarıçapının bitiş noktasında ve talaş yüzeyinde *minimum* (– işaretli) ve burun yarıçapı ile esas kesme kenarının hemen altında da *maksimum* (+ işaretli) gerilme dağılımı gösterdiği fark edilmiştir (Şekil 6.21f). 2 mm kesme derinliği için talaş yüzeyindeki yaklaşık 2 mm mesafede – işaretli gerilmeler, burun yarıçapı ile esas kesme kenarının yaklaşık 0,1~0,2 mm altındaki 1,3 mm’lik bir bölgede ise + işaretli gerilmelerin etkindir (Şekil 6.21f). 1 mm kesme derinliği için S_{YZ} gerilmesinin dağılımı da 2 mm kesme derinliğindeki dağılıma benzemektedir. 1 mm kesme derinliği için – işaretli gerilmelerin 2 mm kesme derinliğinde olduğu gibi yine talaş yüzeyindeki yaklaşık 2 mm mesafede etkin olduğu, buna karşın 1 mm kesme derinliği için + işaretli S_{YZ} gerilmesinin burun yarıçapı altındaki çok küçük bir bölgede gerçekleştiği gözlenmiştir.

Şekil 6.22’de kesme parametrelerindeki değişimin S_{XZ} kayma gerilmesine etkisi gösterilmiştir. Genel olarak bakıldığında, tüm kesme hızları ve 2 mm kesme derinliği için ilerlemedeki artışla birlikte S_{XZ} gerilmelerinin de yükseldiği tespit edilmiştir (Şekil 6.22a–e). 1 mm kesme derinliğine oranla 2 mm kesme derinliğindeki gerilmelerin daha yüksek olduğu görülmektedir.



Şekil 6.22. Kesme parametrelerinin S_{xz} kayma gerilmesine etkisi
 a) $V = 50$ m/min, b) $V = 75$ m/min, c) $V = 100$ m/min,
 d) $V = 125$ m/min, e) $V = 150$ m/min, f) ANSYS gerilme dağılımı

2 mm kesme derinliği için kesme hızındaki artışla birlikte S_{xz} gerilmeleri üzerindeki ilerleme etkisi azalmaktadır. 50 m/min kesme hızında 2 mm kesme derinliği için S_{xz} gerilmeleri ilerleme etkisiyle 642 MPa'dan (0,1 mm/rev) 1032 MPa (0,3 mm/rev) seviyelerine kadar yükselirken; 1 mm kesme derinliği için 0,1 mm/rev ilerlemede 422 MPa olan gerilmeler 0,3 mm/rev'de 447 MPa'ya çıkmıştır (Şekil 6.22a). 2 mm kesme derinliğinde gerçekleşen değişimle kıyaslandığında, 1 mm kesme derinliği için ilerleme etkisinin kısmen önemsiz olduğu söylenebilir. 2 mm kesme derinliği

için 75 ve 150 m/min kesme hızlarında ise gerilmelerin sırasıyla 581 MPa'dan 810 MPa'ya (Şekil 6.26b) ve 414 MPa'dan 671 MPa'ya (Şekil 6.22e) kadar yükselmiştir.

1 mm kesme derinliği için 0,25 ve 0,3 mm/rev dışındaki ilerlemeler için S_{XZ} kayma gerilmelerinin kesme hızındaki değişimden etkilenmediği, buna karşın 0,25 ve 0,3 mm/rev ilerlemelerde ise gerilmelerde yaklaşık 15 MPa'lık bir azalmanın olduğu belirlenmiştir. 2 mm kesme derinliğinde ise kesme hızı etkisinin çok belirgin olduğu görülmüş olup tüm ilerleme değerleri için kesme hızındaki artışla birlikte S_{XZ} kayma gerilmelerinin azalma eğiliminde olduğu gözlenmiştir. 0,3 mm/rev ilerleme için 50 m/min'deki 1032 MPa'lık S_{XZ} gerilmesi 150 m/min'de 671 MPa'ya düşmüştür.

S_{XZ} kayma gerilmesinin S_{XY} kayma gerilmesinde olduğu gibi esas kesme kenarının başlangıcındaki burun yarıçapının bitiş noktasında ve talaş yüzeyinde *maksimum* (+ işaretli), burun yarıçapı ile esas kesme kenarının hemen altında ise *minimum* (– işaretli) gerilme dağılımı gösterdiği dikkat çekmektedir (Şekil 6.22f). 2 mm kesme derinliği için talaş–takım temas uzunluğunun yaklaşık yarısında ve özellikle yardımcı kesme kenarı boyunca + işaretli gerilmelerin etkin olduğu, buna karşın burun yarıçapı ile esas kesme kenarının yaklaşık 0,1~0,3 mm altındaki 1 mm'lik bir bölgede ise – işaretli gerilmelerin etkin olduğu gözlenmiştir (Şekil 6.22f). 1 mm kesme derinliği için S_{XZ} gerilme dağılımı ise 2 mm kesme derinliğindeki dağılımın aksine, tüm talaş–takım temas alanında + işaretli gerilmelerin etkin olduğu, burun yarıçapı ile esas kesme kenarının yaklaşık 0,1 mm altındaki 0,5 mm'lik çok küçük bir bölgede ise – işaretli gerilmelerin etkin olduğu tespit edilmiştir. Her iki kesme derinliği için burun yarıçapı çevresindeki kayma gerilmesi değerlerinin diğer bölgelere nazaran daha yüksek olduğu fark edilmiştir.

Şekil 6.23'te kesme parametrelerinin “–” işaretli kayma gerilmeleri üzerindeki etkileri gösterilmiştir. Tüm kesme hızı değerleri ve kesme derinlikleri için ilerlemedeki artışa paralel olarak özellikle S_{XY} gerilmelerinin de yükseldiği, buna

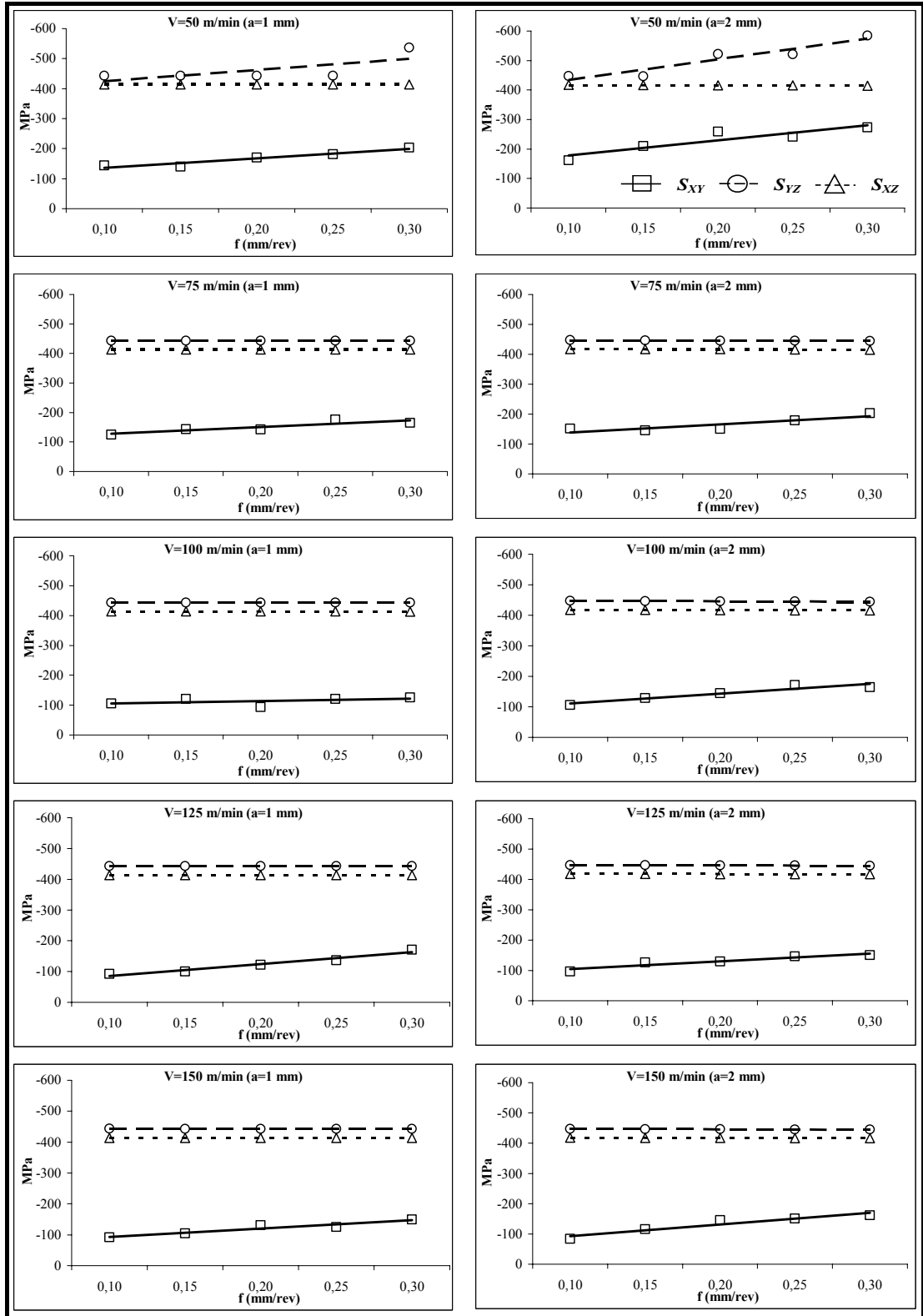
karşılık 50 m/min dışındaki kesme hızları için S_{YZ} ve S_{XZ} gerilmelerinde ise çok küçük değişimlerin meydana geldiği söylenebilir.

1 mm kesme derinliği için 50 m/min kesme hızında S_{XY} gerilmeleri, 144 MPa'dan (0,1 mm/rev) 203 MPa'ya (0,3 mm/rev) yükselirken; 2 mm kesme derinliği için 161 MPa'dan (0,1 mm/rev) 274 MPa'ya (0,3 mm/rev) yükselmiştir. S_{XY} gerilmelerinde görülen bu eğilim diğer kesme hızları için de söz konusudur.

1 mm kesme derinliği için 50 m/min kesme hızındaki S_{YZ} gerilmeleri, 443 MPa'dan (0,1 mm/rev) 536 MPa'ya (0,3 mm/rev) yükselirken; 2 mm kesme derinliği için 447 MPa'dan (0,1 mm/rev) 585 MPa'ya (0,3 mm/rev) yükseldiği gözlenmiştir. S_{YZ} ve S_{XZ} gerilmelerinde ise 50 m/min dışındaki kesme hızlarında ilerleme etkisiyle gerilmelerde çok küçük değişimlerin (yaklaşık 1~2 MPa seviyelerinde) olduğu belirlenmiştir.

Ancak 50 m/min dışındaki kesme hızlarında her iki kesme derinliği için ilerleme etkisiyle S_{YZ} ve S_{XZ} gerilmelerinde yaklaşık 1~2 MPa seviyelerinde çok küçük değişimlerin olduğu görülmüş olup; gerilmeler sırasıyla yaklaşık 450 MPa ve 415 MPa seviyelerindedir.

Kesme hızının kayma gerilmeleri üzerindeki etkileri değerlendirildiğinde; her iki kesme derinliği ve tüm ilerlemeler için kesme hızındaki artışla birlikte S_{XY} gerilmelerinin azaldığı görülmektedir. S_{YZ} gerilmeleri de $a = 2$ mm için özellikle 0,25 ve 0,3 mm/rev ilerlemelerde kesme hızındaki artışla birlikte azalırken $a = 1$ mm'de ise kesme hızındaki artışla birlikte sadece 0,3 mm/rev ilerlemede azalmakta, buna karşılık her iki kesme derinliği için diğer ilerleme değerlerinde ise kesme hızındaki artışla birlikte gerilmelerde hiçbir önemli değişikliğin olmadığı gözlenmektedir. 2 mm kesme derinliğindeki tüm ilerlemelerde kesme hızındaki artışla birlikte S_{XZ} gerilmeleri yükselmekte, 1 mm kesme derinliğinde ise kesme hızındaki artışla birlikte gerilmeler sadece yüksek ilerleme değerlerinde (0,25 ve 0,3 mm/rev) azalmaktadır.

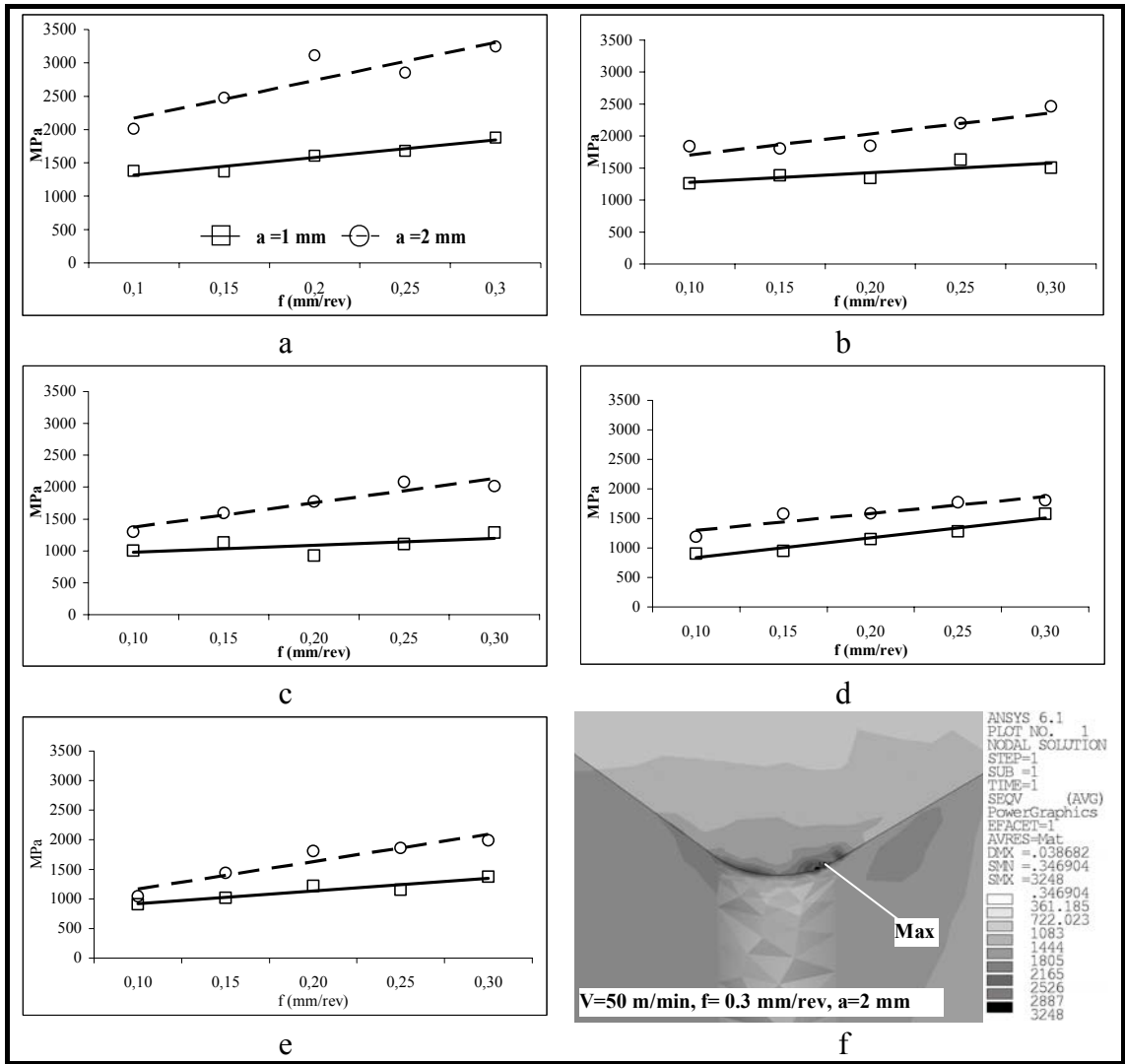


Şekil 6.23. Kesme parametrelerinin “-” işaretli S_{XY} , S_{YZ} ve S_{XZ} kayma gerilmelerine etkisi

Şekil 6.24'te kesme parametrelerinin *von Mises* (S_{EQV}) gerilmeleri üzerindeki etkileri gösterilmiştir. Kesme derinliği açısından, özellikle düşük kesme hızlarında (50 m/min), kesme derinliğinin gerilmeler üzerinde etkili olduğu ve kesme derinliğinin artmasına paralel olarak S_{EQV} 'nin de yükseldiği dikkati çekmektedir (Şekil 6.24a–e).

Özellikle 2 mm kesme derinliğinde olmak üzere her iki kesme derinliği ve tüm kesme hızı değerleri için ilerlemedeki artışa paralel olarak S_{EQV} gerilmeleri de artmaktadır (Şekil 6.24a–e). 50 m/min'de 1 mm kesme derinliği için ilerlemedeki artışla birlikte S_{EQV} gerilmeleri 1377 MPa'dan (0,1 mm/rev) 1876 MPa'ya (0,3 mm/rev) ve 2 mm kesme derinliği için de 2012 MPa'dan (0,1 mm/rev) 3248 MPa'ya (0,3 mm/rev) yükselmiştir. Diğer kesme hızlarında da benzer bir davranış görülmekle beraber, S_{EQV} gerilmelerindeki değişimin daha yavaşladığı söylenebilir. 2 mm kesme derinliği için 100 m/min'de gerilmeler 1301 MPa'dan 2012 MPa'ya (Şekil 6.24c) ve 150 m/min'de 1046 MPa'dan 1993 MPa'ya (Şekil 6.24e) yükselmiştir. Kesme hızındaki yükselmeye birlikte (125 ve 150 m/min), ilerlemedeki değişime bağlı olarak S_{EQV} 'deki değişimin her iki kesme derinliği için yaklaşık paralel bir biçimde gerçekleşme eğiliminde olduğu fark edilmiştir.

Tüm ilerleme değerleri ve kesme derinlikleri için kesme hızındaki artışa paralel olarak S_{EQV} gerilmelerinde de azalmaların olduğu görülmüştür. 1 mm kesme derinliği için 0,3 mm/rev ilerlemede kesme hızının 50 m/min'den 150 m/min'e yükselmesiyle gerilmeler 1876 MPa'dan 1375 MPa'ya ve 0,2 mm/rev ilerlemede de 1606 MPa'dan 1220 MPa'ya kadar düşmektedir. Aynı şekilde 2 mm kesme derinliği için de kesme hızındaki artışla birlikte S_{EQV} gerilmeleri 0,3 mm/rev'de 3248 MPa'dan 1993 MPa'ya ve 0,2 mm/rev ilerlemede de 3112 MPa'dan 1807 MPa'ya düşmüştür. Ancak gerilmelerdeki bu azalmalar, özellikle 1 mm kesme derinliğinde tüm ilerleme değerleri için düşük kesme hızlarında (50 ve 75 m/min) yaklaşık paralel bir biçimde gerçekleşirken, kesme hızının 150 m/min'e doğru yükselmesiyle gerilmelerdeki değişim biraz daha yavaşlamıştır. 1 ve 2 mm kesme derinlikleri için en yüksek S_{EQV} gerilmeleri 50 m/min ve 0,3 mm/rev şartlarında sırasıyla 1876 MPa ve 3252 MPa olarak tespit edilmiştir.



Şekil 6.24. Kesme parametrelerinin S_{EQV} gerilmesine etkisi

a) $V = 50$ m/min, b) $V = 75$ m/min, c) $V = 100$ m/min,
d) $V = 125$ m/min, e) $V = 150$ m/min, f) ANSYS gerilme dağılımı

S_{EQV} için gerilme dağılımına bakıldığında; 2 mm kesme derinliği için gerilmelerin talaş yüzeyindeki burun yarıçapının çevresindeki yaklaşık 0,2 mm'lik bir bölgede yoğunlaştığı dikkati çekmektedir (Şekil 6.24f). En yüksek S_{EQV} gerilmesi ise esas kesme kenarının başlangıcındaki burun yarıçapından yaklaşık 0,2 mm ötede 0,1 mm'lik küçük bir bölgede belirlenmiştir. 2 mm kesme derinliği için S_{EQV} gerilmesinin esas kesme kenarındaki yaklaşık 1 mm ve yardımcı kesme kenarındaki

yaklaşık 1,2 mm'lik mesafeye kadar etkili olduğu gözlenmiştir (Şekil 6.24f). 1 mm kesme derinliğinde ise en yüksek S_{EQV} gerilmesi yine esas kesme kenarının başlangıcındaki burun yarıçapından yaklaşık 0,2 mm ötede 0,1 mm'den daha küçük bir bölgede gerçekleşmektedir. 1 mm kesme derinliği için gerilmelerin talaş yüzeyindeki burun yarıçapının çevresinde yaklaşık 0,1 mm'lik bir bölgede yoğunlaştığı söylenebilir. 1 mm kesme derinliği için S_{EQV} gerilmesinin esas ve yardımcı kesme kenarındaki yaklaşık 0,6 mm'lik mesafeye kadar etkili olduğu fark edilmiştir.

Gerilme bileşenlerinin kesici uç aşınmasına etkileri

SSBCR 2525M12 takım tutucu ve *SCMW 12M508 (P20 grade)* kesici uç kullanılarak AISI 1117 iş parçası üzerinde yapılan deneyler sırasında kesici uçlarda daha çok Şekil 3.5'te gösterilen yanak aşınması ile talaş yüzeyinde krater aşınması biçiminde aşınmalar gerçekleşmiştir.

Yükleme durumu göz önüne alındığında (Bkz. Bölüm 5.2.4), F_f ve F_p tüm talaş-takım temas alanı üzerindeki düğümlere (1 ve 2 mm kesme derinliği için sırasıyla 347 ve 489 düğüm) düğüm başına gelen kuvvet biçiminde ve F_C de esas kesme kenarı üzerinde en yüksek olacak şekilde talaş-takım temas alanı boyunca (1 ve 2 mm kesme derinliği için talaş-takım temas uzunluğu sırasıyla 2 ve 4 mm'lik) üçgen yayılı yük biçiminde uygulanmıştır.

Kesme kuvveti bileşenlerinin düşük kesme hızları ve özellikle yüksek ilerlemelerde (0,25 ve 0,3 mm/rev) en yüksek değerlere ulaştığı fark edilmiştir. Bunun sonucu olarak düşük kesme hızları ve yüksek ilerlemelerde elde edilen gerilme değerlerinin de diğer kesme parametrelerindeki gerilme sonuçlarına göre çok daha yüksek gerçekleştiği söylenebilir.

Normal gerilme bileşenleri kayma gerilmesi bileşenlerine oranla daha yüksek gerçekleşmektedir. F_f kuvvetinin Bölüm 5.2.4, Şekil 5.15b'de gösterilen koordinat

sistemine göre $+x$ yönünde uygulanması sonucu S_X gerilmelerinin davranışı, *basma gerilmesi* şeklindedir (1 ve 2 mm kesme derinliği için sırasıyla ortalama 910 ve 1510 MPa). Çekme gerilmelerinin ise genelde basma gerilmelerinin yaklaşık % 40–45’i kadar olduğu tespit edilmiştir. Aynı şekilde F_p ve F_C kuvvetleri etkisiyle oluşan S_Y ve S_Z gerilmelerinin de daha çok *basma gerilmesi* biçiminde daha etkili olduğu (S_Y gerilmesi 1 ve 2 mm kesme derinliği için sırasıyla ortalama 697 ve 769 MPa ve S_Z gerilmesi de 1 ve 2 mm kesme derinliği için sırasıyla ortalama 779 ve 1071 MPa) ve *çekme* gerilmelerinin ise sırasıyla genelde basma gerilmelerinin yaklaşık % 40–60’ı ila % 30–40’ı seviyelerinde olduğu gözlenmiştir.

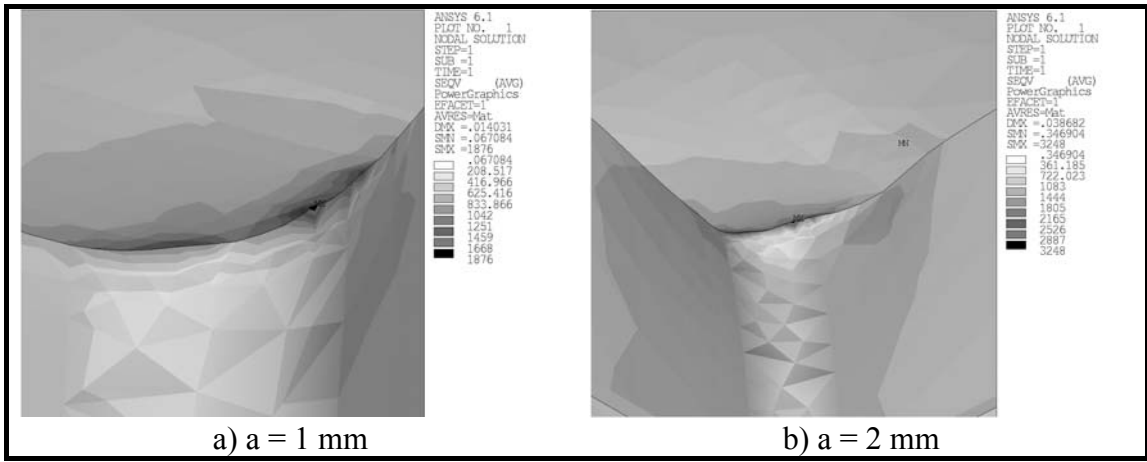
Kesme derinliği 1 ve 2 mm için S_X , S_Y ve S_Z normal gerilmelerinin esas kesme kenarının başlangıcındaki burun yarıçapının bitiş noktasından başlayarak tüm talaş yüzeyinde *basma* gerilmesi biçiminde ve burun yarıçapı ile esas kesme kenarının hemen altında ise *çekme* gerilmesi biçiminde gerçekleştiği dikkati çekmiştir.

İş parçasının dönüş yönü ile talaşın akış yönü sebebiyle S_{XY} ve S_{XZ} kayma gerilmesi bileşenlerinin “+” işaretli ve S_{YZ} ’nin ise “-” işaretli gerilmeler biçiminde daha etkin oldukları söylenebilir. Büyüklükleri ise normal gerilmeler kadar olmasa da yaklaşık 300~600 MPa arasında değişmektedir. Gerilme dağılımlarının ise normal gerilme dağılımına benzer bir şekilde; esas kesme kenarı ile burun yarıçapı çevresinde ve talaş yüzeyinde yoğunlaştığı tespit edilmiştir.

Yapılan analizler neticesinde kesici ucun aşınması/kırılması açısından kayma gerilmelerine oranla S_X , S_Y ve S_Z normal gerilmelerinin daha etkili olduğu fark edilmiştir. Normal gerilmelerin en yüksek değerleri için elde edilen gerilme dağılımlarından; esas kesme kenarının ve talaş yüzeyindeki özellikle esas kesme kenarından yaklaşık 1~1,5 mm’lik bölümde gerilmelerin çok etkili olması sebebiyle esas kesme kenarında ve talaş yüzeyinde aşınmaların olabileceği söylenebilir. Şekil 6.25’te 50 m/min kesme hızı ve 0,3 mm/rev ilerlemede 1 mm (Şekil 6.25a) ve 2 mm

(Şekil 6.25b) kesme derinliği için elde edilen en yüksek S_{EQV} von Mises gerilmelerine maruz kalan kesici uçlardaki deformasyon 100 kat büyütülerek gösterilmiştir.

Kesme derinliği 1 ve 2 mm için sonlu elemanlar metoduna dayalı olarak gerçekleştirilen *ANSYS* gerilme sonuçlarının, kesme deneyleri sırasında kesici uçlarda görülen aşınma tipleri ve aşınma yerleri hakkında çok gerçekçi bilgiler verdiği görülmüştür.



Şekil 6.25. Kesici uçlardaki deformasyon

PCLNR 2525M12/CNMA 120404 (H13A grade) kesici takımları

Choudhury and Baradie tarafından [120] Inconel 718 iş parçası, *PCLNR 2525M12* takım tutucu ve *CNMA 120404 (H13A grade)* kesici uç kullanılarak; Bölüm 5.1.5, Çizelge 5.7’de verilen kesme parametrelerine göre işlenmiştir. Literatürden elde edilen bu deneylerde ölçülen kesme kuvvetleri kullanılarak toplam 36 analiz yapılmış; her bir kesme derinliği için kesme hızı ve ilerlemedeki değişime bağlı olarak kesici takımlarda oluşan gerilmeler incelenmiştir.

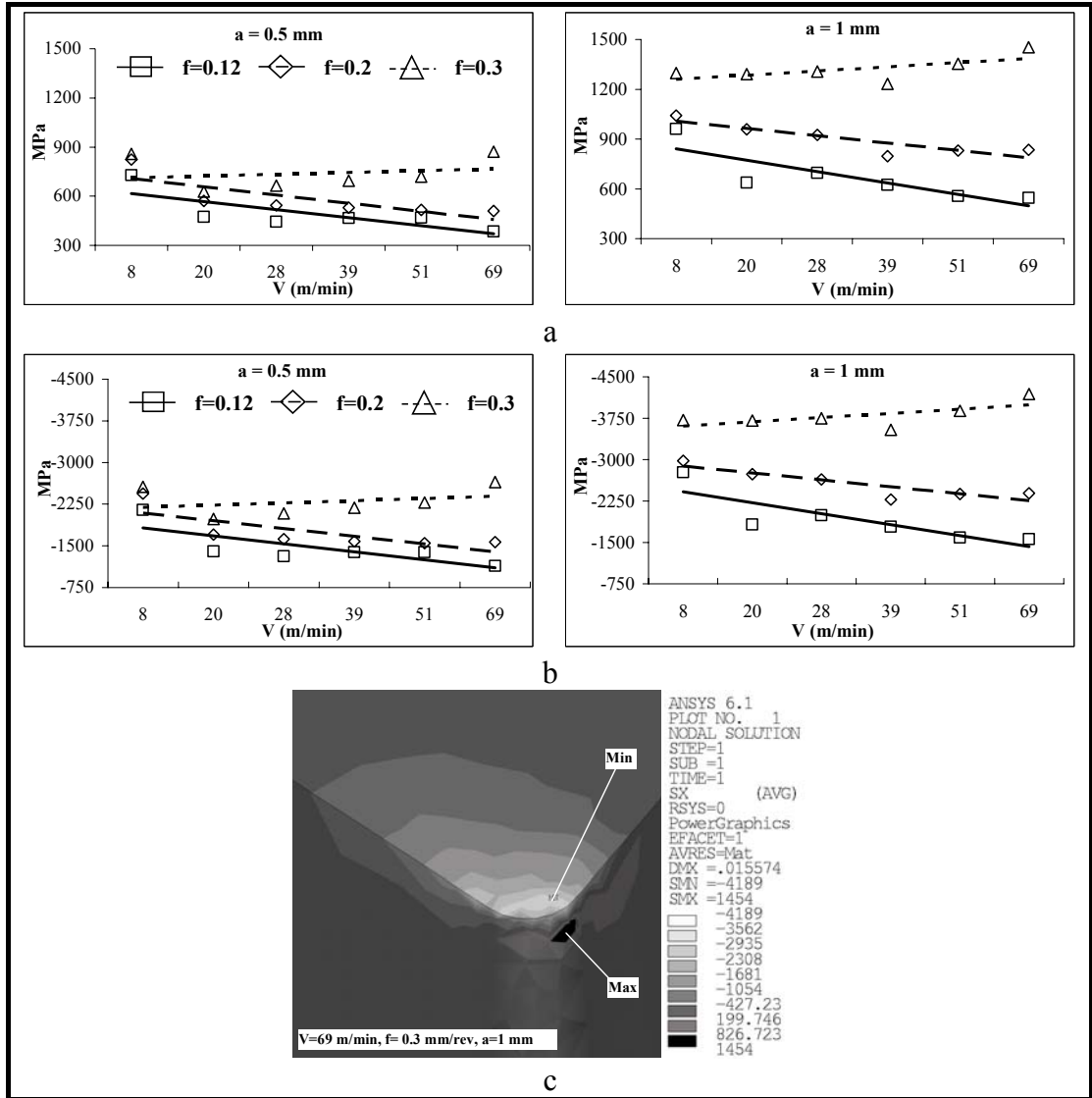
Analizler sonucunda kesme parametrelerindeki değişimin S_x , S_y ve S_z normal gerilmeleri üzerindeki etkisi sırasıyla Şekil 6.26, Şekil 6.27 ve Şekil 6.28’de gösterilmiştir. Normal gerilmelerin ne şekilde etkili olduğu ise *çekme* ve *basma*

gerilmesi biçiminde ele alınmıştır. Normal gerilmelere ait *ANSYS* gerilme dağılımlarının gösterilmesinde, analizler sonucunda belirlenen *en yüksek çekme gerilmesi değeri* kullanılmıştır. Gerilme dağılımlarında gösterilen “*max.*” ve “*min.*” ifadeleri sırasıyla en yüksek “*çekme*” ve “*basma*” gerilmelerinin yerlerini göstermek amacıyla kullanılmıştır.

Şekil 6.26’da kesme parametrelerindeki değişimin S_X *çekme* (Şekil 6.26a) ve S_X *basma* gerilmelerine (Şekil 6.26b) etkisi gösterilmiştir.

Tüm ilerleme değerleri için $a = 0,5$ mm’ye oranla $a = 1$ mm’deki *çekme* ve *basma* gerilmeleri daha yüksek gerçekleşmektedir (Şekil 6.26a ve b). Kesme derinliğinin etkisi, özellikle 0,3 mm/rev ilerlemede daha belirgindir.

Kesme hızındaki artışla birlikte 0,5 ve 1 mm kesme derinliği için 0,12 ve 0,2 mm/rev ilerlemelerdeki *çekme* gerilmelerinin azalma eğiliminde olduğu, buna karşılık 0,3 mm/rev ilerlemede ise gerilmelerin yükselme eğiliminde olduğu gözlenmiştir (Şekil 6.26a). 0,5 mm kesme derinliği için 0,12 mm/rev ilerlemede kesme hızındaki artışla *çekme* gerilmelerinin 729 MPa’dan (8 m/min) 383 MPa’ya (69 m/min); 0,2 mm/rev’de ise 824 MPa’dan (8 m/min) 508 MPa’ya (69 m/min) azaldığı tespit edilmiştir. Kesme derinliğinin artmasıyla *çekme* gerilmelerinin bir miktar yükseldiği, ancak kesme hızındaki artışla birlikte 0,12 mm/rev için 961 MPa’dan (8 m/min) 546 MPa’ya (69 m/min); 0,2 mm/rev için ise 1041 MPa’dan (8 m/min) 836 MPa’ya (69 m/min) azalma eğiliminde olduğu söylenebilir. Ancak 0,3 mm/rev ilerlemede, kesme hızındaki artışa paralel olarak *çekme* gerilmeleri de yükselmiş ve özellikle $a = 1$ mm için gerilmelerin 1298 MPa’dan (8 m/min) 1454 MPa’ya (69 m/min) kadar çıktığı görülmüştür. $a = 0,5$ mm için 0,12 ve 0,2 mm/rev’de gerilmelerin birbirine paralel bir biçimde azaldığı, $a = 1$ mm’de ise 0,12 mm/rev ilerlemeye oranla 0,2 mm/rev’de daha küçük azalmanın gerçekleştiği fark edilmiştir.



Şekil 6.26. Kesme parametrelerinin S_X gerilmelerine etkisi
a) S_X çekme b) S_X basma c) ANSYS gerilme dağılımı

Basma gerilmelerinin de *çekme* gerilmelerinde olduğu gibi; 0,5 ve 1 mm kesme derinlikleri için 0,12 ve 0,2 mm/rev ilerlemelerde kesme hızındaki artışa paralel olarak gerilmelerin azalma eğiliminde olduğu, 0,3 mm/rev'de ise gerilmelerin yükselme eğiliminde olduğu gözlenmiştir (Şekil 6.26b). 0,5 mm kesme derinliği için 0,12 mm/rev ilerlemede kesme hızındaki artışla *basma* gerilmeleri 2147 MPa'dan (8 m/min) 1140 MPa'ya (69 m/min); 0,2 mm/rev'de ise 2439 MPa'dan (8 m/min) 1567 MPa'ya (69 m/min) kadar azalmıştır. Kesme derinliğinin artmasıyla 0,12 ve 0,2

mm/rev ilerlemelerdeki *basma* gerilmelerinin yükseldiği fark edilmiştir (8 m/min için 0,12 mm/rev’de 2767 MPa ve 0,2 mm/rev’de 2981 MPa). Ancak 0,3 mm/rev ilerlemede, kesme hızındaki artışa paralel olarak *basma* gerilmeleri yükselmiş ve özellikle 1 mm kesme derinliği için 3719 MPa’dan (8 m/min) 4189 MPa’ya (69 m/min) kadar çıkmıştır. $a = 0,5$ mm için 0,12 ve 0,2 mm/rev’de gerilmeler birbirine paralel bir biçimde azalırken, 1 mm kesme derinliğinde ise 0,12 mm/rev ilerlemeye oranla 0,2 mm/rev’de daha küçük azalmalar gerçekleşmektedir.

İlerlemeye göre değerlendirildiğinde; genel olarak ilerlemedeki artışa paralel olarak *çekme* ve *basma* gerilmelerinin de yükseldiği söylenebilir. 0,5 mm kesme derinliği için 69 m/min dışındaki kesme hızlarında ilerlemedeki artışla birlikte *çekme* gerilmelerinin birbirine paralel bir şekilde yükseldiği, 69 m/min’de ise diğer kesme hızlarına oranla *çekme* gerilmelerinin biraz daha hızlı yükselme eğiliminde olduğu tespit edilmiştir. Kesme derinliğinin de artmasıyla 8 m/min dışındaki kesme hızlarında ilerlemedeki artışla birlikte *çekme* gerilmelerinin yaklaşık paralel bir şekilde yükseldiği, 8 m/min’de ise diğer kesme hızlarına oranla *çekme* gerilmelerinin daha yavaş yükselme eğiliminde olduğu fark edilmiştir. *Basma* gerilmelerinin de benzer bir durum sergilediği gözlenmiştir.

Çekme gerilmeleriyle karşılaştırıldığında, *basma* gerilmelerinin daha yüksek gerçekleştiği dikkati çekmektedir (Şekil 6.26a ve b).

Çekme gerilmeleri burun yarıçapı ve esas kesme kenarındaki 0,8 mm’lik kısmın yaklaşık 0,2~0,5 mm altında etkilidir. *Basma* gerilmeleri ise burun yarıçapı ve esas kesme kenarının yaklaşık 0,1 mm altından başlayarak 1,5 mm’lik talaş–takım temas uzunluğunda daha etkilidir (Şekil 6.26c). Özellikle burun yarıçapından talaş–takım temas uzunluğuna doğru yaklaşık 0,3 mm’lik bir bölgede *basma* gerilmelerinin oldukça yüksek olduğu fark edilmiştir. Ayrıca, bu 0,3 mm’lik bölgenin ortasındaki yaklaşık 0,1 mm’lik bölümde *basma* gerilmeleri çok daha yüksek değerlere ulaşmakta, buna karşılık bölgenin ilk ve son 0,1 mm’lik bölümlerinde ise ortasına

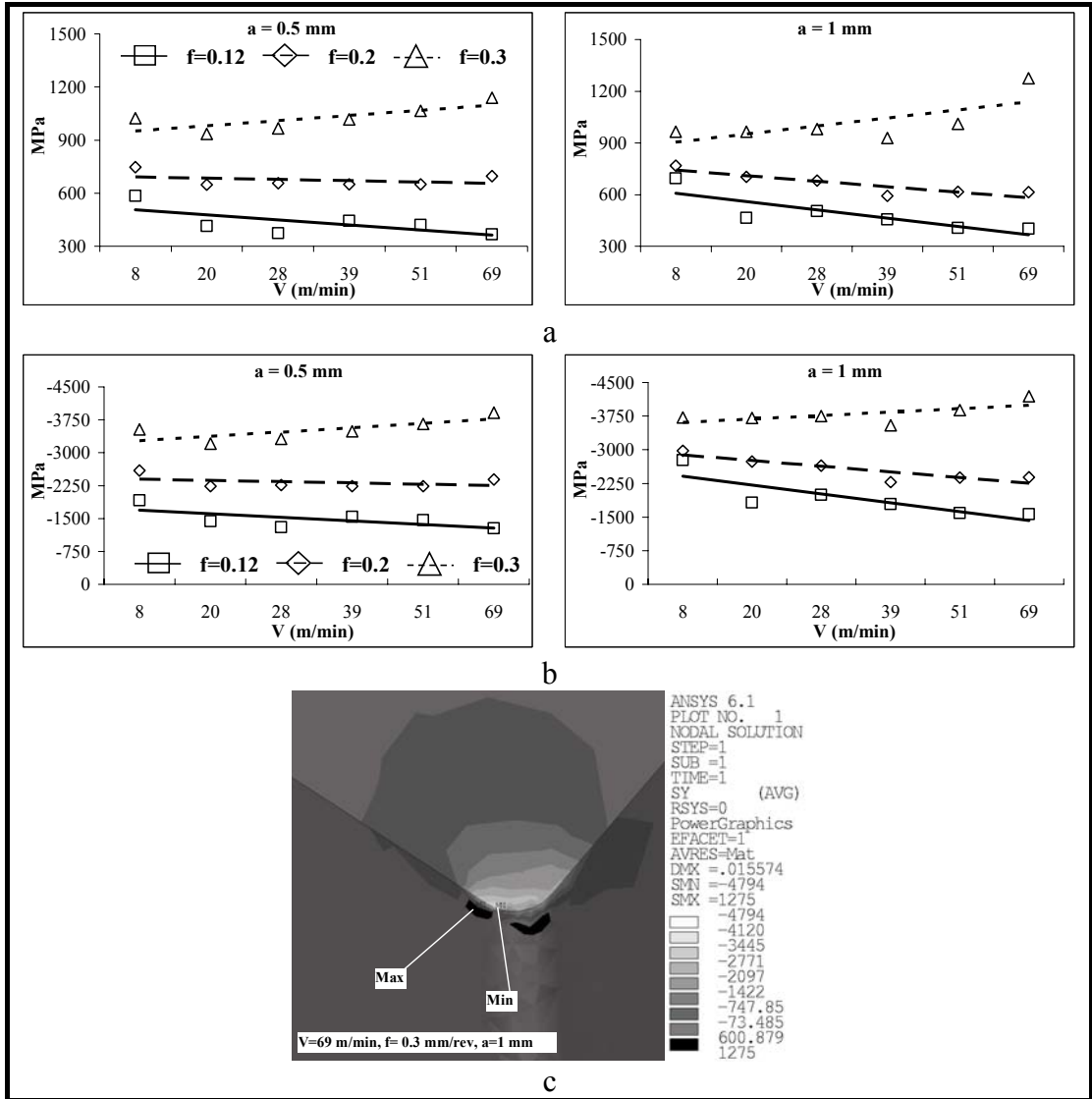
nazaran kısmen daha az (yaklaşık 300~500 MPa seviyelerinde) gerilmeler meydana gelmektedir. Bu durum, her iki kesme derinliğinde de görülmüştür.

Şekil 6.27’de kesme parametrelerindeki değişimin S_Y çekme (Şekil 6.27a) ve S_Y basma gerilmelerine (Şekil 6.27b) etkisi gösterilmiştir. Çekme gerilmelerine oranla basma gerilmeleri daha yüksek gerçekleşmiştir.

Kesme hızındaki artışla birlikte 0,5 ve 1 mm kesme derinliği için 0,12 ve 0,2 mm/rev ilerlemelerdeki çekme ve basma gerilmeleri azalma eğiliminde; 0,3 mm/rev’de ise her iki gerilme de yükselme eğilimindedir (Şekil 6.27a ve b). 0,5 mm kesme derinliği için 0,12 mm/rev ilerlemede kesme hızındaki artışla birlikte çekme gerilmeleri 585 MPa’dan (8 m/min) 368 MPa’ya (69 m/min) ve basma gerilmeleri de 1915 MPa’dan (8 m/min) 1277 MPa’ya (69 m/min) kadar düşmüştür. 0,5 mm kesme derinliğinde 0,2 mm/rev için de benzer bir eğilim görülmekle birlikte kesme hızı etkisinin biraz daha azalmış; çekme ve basma gerilmelerinde sırasıyla 51 MPa ve 202 MPa seviyelerinde azalmaların gerçekleşmiştir.

Aynı şekilde 0,12 ve 0,2 mm/rev için $a = 1$ mm’de kesme hızındaki artışla birlikte çekme gerilmelerine 291 (0,12 mm/rev) ve 154 MPa (0,2 mm/rev), basma gerilmelerinde de 328 (0,12 mm/rev) ve 491 MPa’lık (0,2 mm/rev) düşüşler gözlenmiştir (Şekil 6.27a ve b). Ayrıca $a = 0,5$ mm’deki diğer ilerlemelere nazaran 0,2 mm/rev için çekme ve basma gerilmeleri üzerindeki kesme hızı etkisinin nispeten daha az olduğu fark edilmiştir.

0,3 mm/rev ilerlemede ise her iki kesme derinliği için kesme hızındaki artışa paralel olarak çekme ve basma gerilmeleri de yükselmiştir. Özellikle 1 mm kesme derinliği için çekme gerilmeleri 964 MPa’dan (8 m/min) 1275 MPa’ya (69 m/min), basma gerilmeleri de 3719 MPa’dan (8 m/min) 4189 MPa’ya (69 m/min) kadar yükselmiştir (Şekil 6.27a ve b).



Şekil 6.27. Kesme parametrelerinin S_Y gerilmelerine etkisi
a) S_Y çekme b) S_Y basma, c) ANSYS gerilme dağılımı

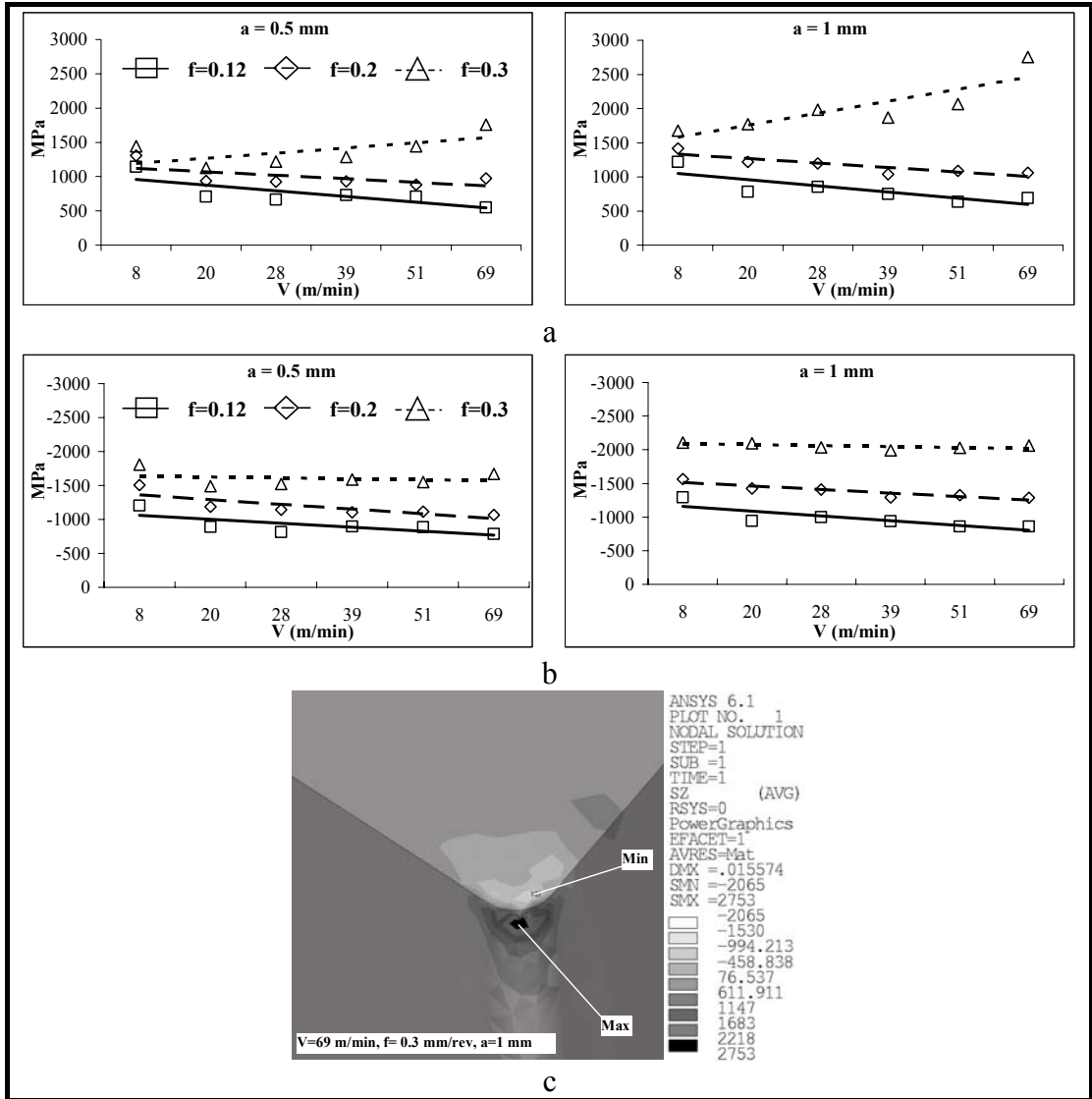
İlerlemedeki değişime açısından; 0,5 mm kesme derinliği için 8 m/min dışındaki kesme hızlarında ilerlemedeki artışla birlikte *çekme* gerilmelerinin birbirine paralel bir şekilde yükseldiği, 8 m/min'de ise diğer kesme hızlarına oranla *çekme* gerilmelerinin biraz daha yavaş yükselme eğilimde fark edilmiştir. Kesme derinliğinin de artmasıyla diğer kesme hızlarına oranla özellikle 69 m/min kesme hızında, ilerlemedeki artışla birlikte *çekme* gerilmeleri daha hızlı yükselme eğilimdedir. *Basma* gerilmeleri için de benzer bir durum söz konusudur. Ancak

özellikle 1 mm kesme derinliğinde, ilerlemenin 0,12 mm/rev'den 0,2 mm/rev'e yükselmesiyle *çekme* ve *basma* gerilmelerinde nispeten daha az yükselme gözlenirken; ilerlemenin 0,2 mm/rev'den 0,3 mm/rev'e yükselmesiyle *çekme* ve *basma* gerilmelerinde de daha fazla yükselmelerin olduğu tespit edilmiştir.

Çekme gerilmeleriyle karşılaştırıldığında, *basma* gerilmeleri yaklaşık 3~4 kat seviyesinde daha yüksek gerçekleşmektedir (Şekil 6.27a ve b).

0,5 mm kesme derinliği için *çekme* gerilmelerinin iş parçası ile kesici ucun burun yarıçapının temasta olduğu yardımcı kesme kenar başlangıcının ve burun yarıçapının yaklaşık 0,1 mm altında, *basma* gerilmelerinin ise talaş yüzeyindeki talaş-takım temas uzunluğunun yaklaşık 0,8 mm'lik bölümünde daha etkili olduğu dikkati çekmiştir. Genel olarak 0,5 mm kesme derinliği için *basma* gerilmelerinin daha etkili olduğu, *çekme* gerilmelerinin ise *basma* gerilmelerine göre yaklaşık 0,3 mm boyutundaki çok küçük iki bölgede gerçekleştiği söylenebilir. 1 mm kesme derinliğinde 0,5 mm kesme derinliğinde olduğu gibi; *çekme* gerilmeleri, iş parçası ile kesici ucun burun yarıçapının temasta olduğu yardımcı kesme kenar başlangıcının ve burun yarıçapının yaklaşık 0,1 mm altındaki 0,3 mm'lik iki bölgede etkilidir (Şekil 6.27c). 1 mm kesme derinliği için S_Y *basma* gerilmeleri ise tüm talaş-takım temas uzunluğu boyunca ve esas kesme kenarı ile yardımcı kesme kenarının yaklaşık 0,1 mm altına kadar etkilidir. Burun yarıçapından talaş-takım temas uzunluğuna doğru talaş yüzeyi üzerindeki yaklaşık 0,3 mm'lik bir bölgede *basma* gerilmeleri oldukça yüksek değerlerde olup özellikle bu bölgenin ortasında en yüksek değerlerde gerçekleşmiştir (Şekil 6.27c).

Kesme parametrelerindeki değişimin S_Z *çekme* ve S_Z *basma* gerilmelerine etkisi sırasıyla Şekil 6.28a ve Şekil 6.28b'de gösterilmiştir.



Şekil 6.28. Kesme parametrelerinin S_z gerilmelerine etkisi
a) S_z çekme b) S_z basma, c) ANSYS gerilme dağılımı

S_x ve S_y gerilme bileşenlerindeki çekme ve basma gerilmelerinde olduğu gibi; 0,12 ve 0,2 mm/rev için, kesme hızındaki artışla birlikte S_z çekme ve basma gerilmeleri de azalma eğilimindedir (Şekil 6.28a ve b). Çekme ve basma gerilmelerindeki bu azalma; 0,12 ve 0,2 mm/rev ilerleme değerleri için birbirine paralel bir şekilde gerçekleşmektedir. 0,3 mm/rev ilerlemede ise diğer normal gerilme bileşenlerindeki gibi kesme hızındaki artışla birlikte çekme gerilmelerinin arttığı, basma

gerilmelerinin ise kesme hızındaki artışla birlikte azalma eğilimde olduğu gözlenmiştir (Şekil 6.28a ve b).

S_X ve S_Y çekme gerilmeleriyle kıyaslandığında; S_Z çekme gerilmeleri daha büyük ve S_Z basma gerilmeleri ise daha küçük gerçekleşmiştir. Özellikle 0,3 mm/rev ilerleme değeri için, kesme hızındaki artışla birlikte S_Z çekme gerilmeleri daha hızlı yükselme eğilimindedir. S_Z çekme gerilmeleri 0,3 mm/rev ilerleme için 0,5 ve 1 mm kesme derinliğinde sırasıyla yaklaşık 1400 MPa ve 2000 MPa seviyelerindedir.

İlerleme değerindeki değişim açısından; her iki kesme derinliği için ilerlemedeki artışa paralel olarak S_Z çekme ve S_Z basma gerilmeleri yükselme eğilimindedir. Her iki kesme derinliği için 69 m/min dışındaki kesme hızlarında, ilerlemedeki artışla birlikte çekme gerilmeleri birbirine paralel bir şekilde yükselmektedir. 69 m/min kesme hızında ise çekme gerilmeleri diğer kesme hızlarına göre biraz daha hızlı yükselme eğilimindedir. S_Z basma gerilmelerinde ise her iki kesme derinliği için tüm kesme hızlarında ilerlemedeki artışla birlikte basma gerilmelerinin de yaklaşık birbirine paralel bir şekilde yükseldiği görülmüştür.

1 mm kesme derinliği için S_Z basma gerilmelerinin talaş yüzeyi üzerindeki talaş–takım temas uzunluğuna doğru yaklaşık 1,5 mm’lik bir mesafeye kadar etkili olduğu ve diğer normal gerilme bileşenlerinde de görüldüğü gibi, özellikle talaş yüzeyi üzerindeki 0,3 mm’lik bölgenin ortasında en yüksek değerlerde gerçekleştiği fark edilmiştir (Şekil 6.28c). S_Z çekme gerilmeleri ise burun yarıçapının yaklaşık 0,1 mm altındaki 0,2 mm’lik küçük bir bölgede oldukça yüksek değerlerdedir (Şekil 6.28c). Ancak diğer normal gerilme bileşenlerinin aksine, çekme gerilmelerinin; esas kesme kenarı ile yardımcı kesme kenarı arasındaki burun yarıçapının yaklaşık 1 mm altına kadar etkili olduğu gözlenmiştir (Şekil 6.28c). 0,5 mm kesme derinliğinde ise S_Z basma gerilmelerinin talaş yüzeyi üzerindeki yaklaşık 0,8 mm’lik bir mesafeye kadar etkili olduğu ve 1 mm kesme derinliğinde olduğu gibi özellikle talaş yüzeyi üzerindeki 0,3 mm’lik bölgenin ortasında en yüksek değerlerde gerçekleştiği belirlenmiştir. Çekme gerilmeleri de yine 1 mm kesme derinliğinde olduğu gibi, esas

kesme kenarı ile yardımcı kesme kenarı arasındaki burun yarıçapının yaklaşık 0,6 mm altına kadar etkilidir.

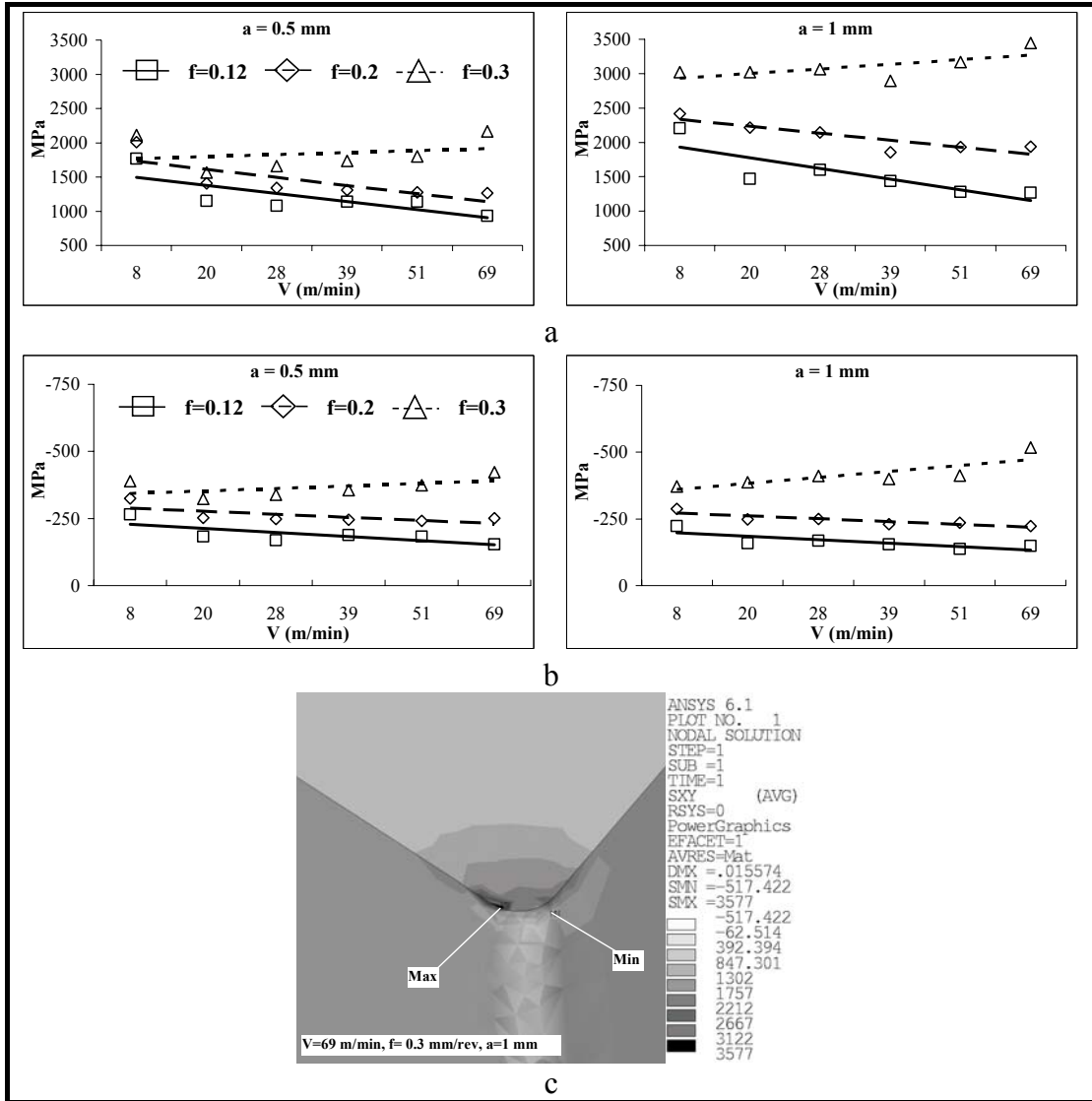
Şekil 6.29’da kesme parametrelerindeki değişimin + işaretli S_{XY} kayma gerilmelerine (Şekil 6.29a) ve – işaretli S_{XY} kayma gerilmelerine (Şekil 6.29b) etkisi gösterilmiştir.

Genel olarak kesme derinliğindeki artış sonucu + işaretli S_{XY} kayma gerilmelerinin artma eğiliminde olduğu, buna karşılık – işaretli S_{XY} kayma gerilmelerinin ise azalma eğiliminde olduğu söylenebilir (Şekil 6.29a ve b).

0,12 ve 0,2 mm/rev ilerleme değerleri için kesme hızındaki artışla birlikte + ve – işaretli kayma gerilmeleri azalma eğiliminde olup, bu eğilim, her iki ilerleme için yaklaşık birbirine paralel bir biçimde gerçekleşmektedir. 0,3 mm/rev’de ise kesme hızındaki artışa paralel olarak + ve – işaretli kayma gerilmeleri de artmaktadır. 1 mm kesme derinliği için + işaretli kayma gerilmeleri 3023 MPa’dan (8 m/min) 3445 MPa’ya (69 m/min) kadar ve – işaretli kayma gerilmeleri de 371 MPa’dan (8 m/min) 517 MPa’ya (69 m/min) kadar yükselmiştir.

Tüm kesme hızı ve kesme derinliği değerleri için ilerleme değerindeki artışa paralel olarak + ve – işaretli kayma gerilmeleri de artmaktadır. Özellikle 69 m/min kesme hızında bu artışın biraz daha hızlı olduğu söylenebilir. 1 mm kesme derinliği ve 69 m/min kesme hızı için, ilerleme değerindeki artışla birlikte + işaretli kayma gerilmelerinin 1266 MPa’dan (0,12 mm/rev) 3445 MPa’ya (0,3 mm/rev) kadar (Şekil 6.29a); – işaretli kayma gerilmelerinin ise 149 MPa’dan (0,12 mm/rev) 517 MPa’ya (0,3 mm/rev) kadar (Şekil 6.39b) arttığı görülmüştür. Aynı kesme derinliği için 8 m/min kesme hızında ise + işaretli kayma gerilmeleri 2204 MPa’dan (0,12 mm/rev) 3023 MPa’ya (0,3 mm/rev) kadar (Şekil 6.29a), – işaretli kayma gerilmeleri ise 223 MPa’dan (0,12 mm/rev) 371 MPa’ya (0,3 mm/rev) kadar (Şekil 6.29b) artmaktadır. 8 ve 69 m/min dışındaki kesme hızlarında ise ilerlemedeki artışa paralel olarak + ve –

işaretili kayma gerilmelerinin yaklaşık birbirine paralel bir biçimde arttığı tespit edilmiştir.



Şekil 6.29. Kesme parametrelerinin S_{xy} kayma gerilmelerine etkisi
a) + işaretli kayma gerilmeleri b) – işaretli kayma gerilmeleri
c) ANSYS gerilme dağılımı

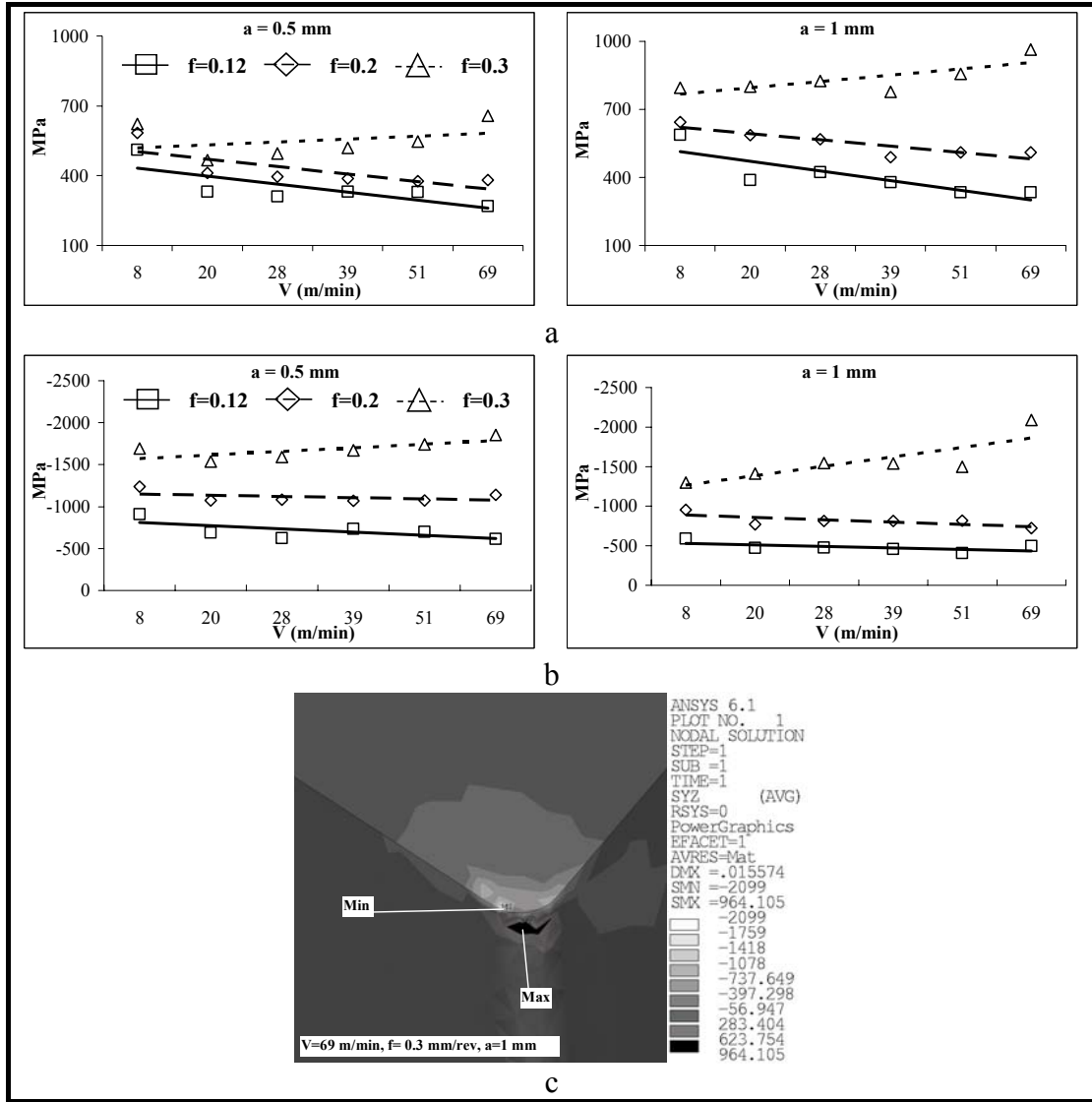
ANSYS gerilme dağılımına bakıldığında (Şekil 6.29c); en yüksek kayma gerilmesinin elde edildiği 69 m/min kesme hızı, 0,3 mm/rev ilerleme ve 1 mm kesme derinliği şartlarında, iş parçası ile kesici ucun temasta olduğu ucun burun yarıçapı ve yardımcı kesme kenarı üzerinde kayma gerilmelerinin (+ işaretli) en yüksek değerde olduğu,

buna karşılık esas ve yardımcı kesme kenarlarının yaklaşık 0,1 mm altında ise – işaretli kayma gerilmelerinin etkili olduğu dikkati çekmektedir. Tüm talaş–takım temas alanı üzerinde + işaretli kayma gerilmeleri daha etkili olmakla birlikte; özellikle 0,9 mm’lik talaş–takım temas uzunluğu boyunca gerilmeler oldukça yüksek değerlerde olup talaşın kıvrılarak kesici uçtan ayrıldığı talaş–takım temas uzunluğunun sonuna doğru gerilmeler azalmaktadır (Şekil 6.29c). – işaretli kayma gerilmeleri ise yardımcı kesme kenarının altındaki yaklaşık 0,1×0,4 mm’lik bir bölgede ve burun yarıçapı ile esas kesme kenarı altındaki yardımcı kesme kenarına göre daha büyük bir bölgede (yaklaşık 0,4×1,2 mm) etkilidir (Şekil 6.29c). 69 m/min kesme hızı, 0,3 mm/rev ilerleme ve 0,5 mm kesme derinliğindeki S_{XY} kayma gerilmelerinin dağılımı da 1 mm kesme derinliğindeki dağılıma (Şekil 6.29c) benzemekle birlikte; gerilmenin etki alanı daha küçüktür. + işaretli kayma gerilmeleri 0,8 mm’lik talaş–takım temas uzunluğu boyunca kısmen yüksek değerlerde olup; – işaretli gerilmeler, burun yarıçapı ile esas kesme kenarı altındaki yaklaşık 0,2×0,4 mm’lik bir bölgede etkilidir. Her iki kesme derinliği için, – işaretli gerilmeler ile karşılaştırıldığında, + işaretli kayma gerilmelerinin daha büyük değerlerde olması sebebiyle; kesici uçta + işaretli S_{XY} kayma gerilmelerinin daha etkili olduğu söylenebilir.

Şekil 6.30’da kesme parametrelerindeki değişimin + işaretli S_{YZ} kayma gerilmelerine (Şekil 6.30a) ve – işaretli S_{YZ} kayma gerilmelerine (Şekil 6.30b) etkisi gösterilmiştir.

S_{XY} kayma gerilmelerinde olduğu gibi, kesme derinliğindeki artış sonucu + işaretli S_{YZ} kayma gerilmelerinin artma eğiliminde olduğu, buna karşılık – işaretli S_{YZ} kayma gerilmelerinin ise azalma eğiliminde olduğu gözlenmiştir (Şekil 6.30a ve b). Yine S_{XY} kayma gerilmelerinde olduğu gibi; 0,12 ve 0,2 mm/rev ilerleme değerleri için kesme hızındaki artışla birlikte + ve – işaretli S_{YZ} kayma gerilmeleri azalma eğiliminde olup; bu eğilim, her iki ilerleme için yaklaşık birbirine paralel bir biçimde gerçekleşmektedir. 0,3 mm/rev ilerlemede ise kesme hızındaki artışa paralel olarak +

ve – işaretli S_{YZ} kayma gerilmeleri de artmaktadır. 1 mm kesme derinliği için + işaretli S_{YZ} gerilmeleri 795 MPa'dan (8 m/min) 964 MPa'ya (69 m/min) kadar ve – işaretli kayma gerilmeleri de 1300 MPa'dan (8 m/min) 2089 MPa'ya (69 m/min) kadar artmıştır.



Şekil 6.30. Kesme parametrelerinin S_{YZ} kayma gerilmelerine etkisi

- a) + işaretli kayma gerilmeleri b) – işaretli kayma gerilmeleri
c) ANSYS gerilme dağılımı

Her iki kesme derinliği ve tüm kesme hızı değerleri için ilerleme değerindeki artışa paralel olarak + ve – işaretli S_{YZ} kayma gerilmeleri de artmaktadır. Bu artış, özellikle

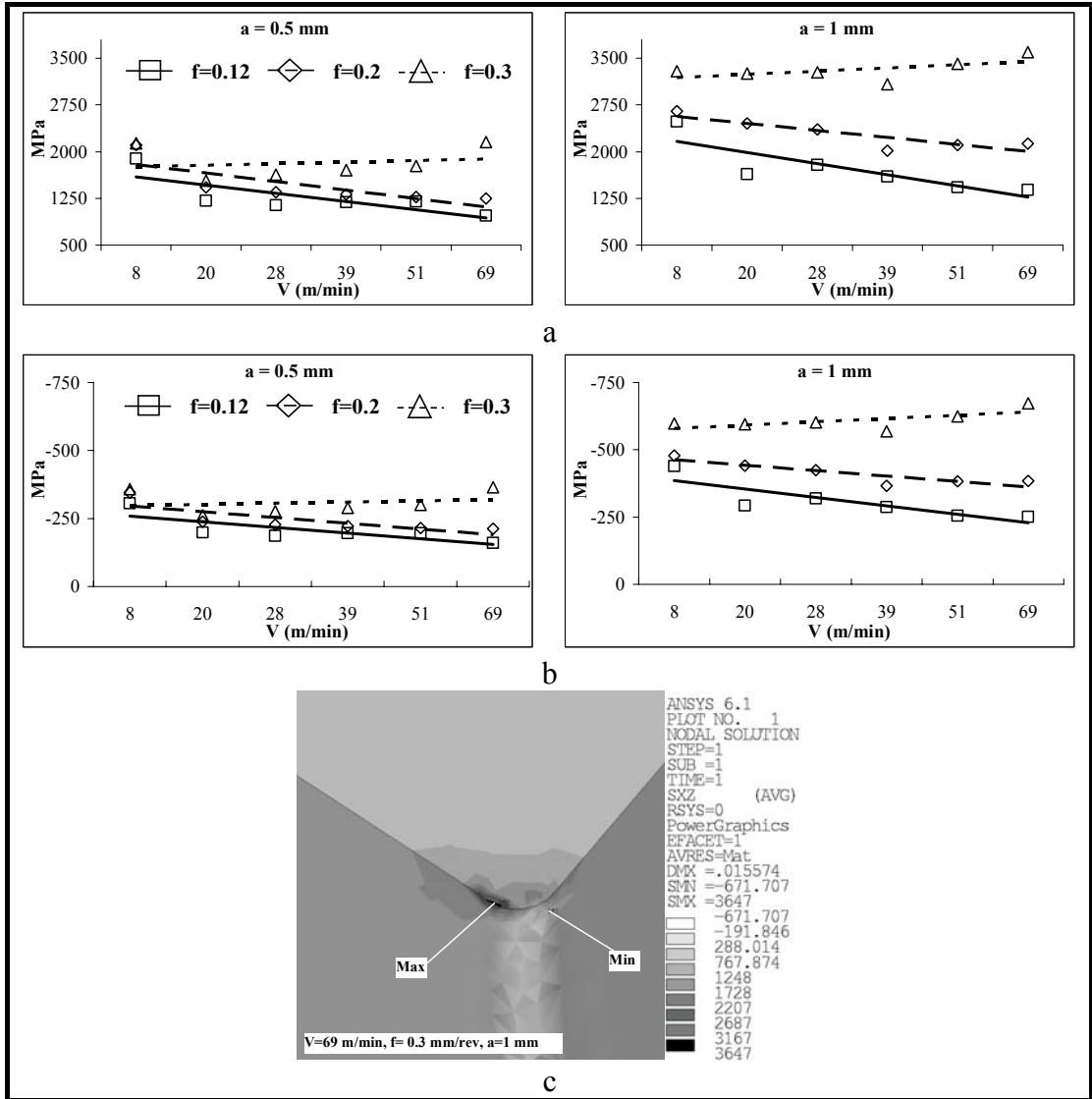
69 m/min kesme hızında biraz daha hızlıdır. $a = 1$ mm ve 69 m/min için, ilerleme değerindeki artışla birlikte + işaretli S_{YZ} gerilmeleri, 333 MPa'dan (0,12 mm/rev) 964 MPa'ya (0,3 mm/rev) kadar (Şekil 6.30a); – işaretli kayma gerilmelerinin ise 496 MPa'dan (0,12 mm/rev) 2089 MPa'ya (0,3 mm/rev) kadar (Şekil 6.30b) artmaktadır. Aynı kesme derinliği için 8 m/min'de ise + işaretli S_{YZ} gerilmeleri 589 MPa'dan (0,12 mm/rev) 795 MPa'ya (0,3 mm/rev) kadar (Şekil 6.30a), – işaretli S_{YZ} gerilmeleri ise 590 MPa'dan (0,12 mm/rev) 1300 MPa'ya (0,3 mm/rev) kadar (Şekil 6.30b) yükselmiştir. 8 ve 69 m/min dışındaki kesme hızlarında ise ilerlemedeki artışa paralel olarak + ve – işaretli S_{YZ} kayma gerilmelerinin yaklaşık birbirine paralel bir biçimde arttığı tespit edilmiştir.

S_{YZ} kayma gerilmesi için elde edilen *ANSYS* gerilme dağılımından (Şekil 6.30c); 1 mm kesme derinliği için, iş parçası ile kesici ucun temasta olduğu kesici uç burun yarıçapının yaklaşık 0,1 mm altındaki bölgede + işaretli S_{YZ} kayma gerilmelerinin etkili olduğu, buna karşılık, esas ve yardımcı kesme kenarı ile burun yarıçapından kesici ucun talaş yüzeyine doğru olan talaş–takım temas uzunluğunun yaklaşık ilk 0,3 mm'lik bölümünde ise – işaretli S_{YZ} kayma gerilmelerinin çok daha etkili olduğu fark edilmiştir. S_{YZ} kayma gerilmelerinin en yüksek değeri de – işaretli kayma gerilmesi biçiminde, kesici uç ile iş parçasının temasta olduğu, burun yarıçapıyla yardımcı kesme kenarının birleştiği yerde gerçekleşmektedir. 0,5 mm kesme derinliği için elde edilen S_{YZ} kayma gerilmelerinin dağılımına bakıldığında, tüm talaş–takım temas alanı üzerinde – işaretli kayma gerilmelerinin daha etkili olduğu; yardımcı kesme kenarı, burun yarıçapı ve esas kesme kenarının yaklaşık 0,1 mm altındaki oldukça geniş bir bölgede (yaklaşık $0,3 \times 1$ mm) ise + işaretli kayma gerilmelerinin daha etkili olduğu gözlenmiştir. Esas ve yardımcı kesme kenarı ile burun yarıçapından kesici ucun talaş yüzeyine doğru talaş–takım temas uzunluğunun yaklaşık ilk 0,2 mm'lik bölümündeki – işaretli S_{YZ} kayma gerilmelerinin diğer bölümlerdeki gerilmelere göre daha fazla olduğu söylenebilir. Her iki kesme derinliği için, + işaretli S_{YZ} gerilmeleri ile karşılaştırıldığında, – işaretli S_{YZ} kayma

gerilmelerinin daha büyük değerlerde olması sebebiyle; kesici uçta, – işaretli S_{YZ} kayma gerilmelerinin daha etkilidir.

Kesme parametrelerindeki değişimin S_{XZ} kayma gerilmelerine etkisi Şekil 6.31’de gösterilmiştir. Diğer kayma gerilmesi bileşenlerinde olduğu gibi; 0,12 ve 0,2 mm/rev ilerleme değerleri için kesme hızındaki artışla birlikte + ve – işaretli S_{XZ} kayma gerilmelerinin yaklaşık birbirine paralel bir biçimde azalma eğiliminde olduğu, buna karşılık 0,3 mm/rev ilerlemede ise kesme hızındaki artışa paralel olarak + ve – işaretli S_{XZ} kayma gerilmelerinin de artma eğiliminde olduğu tespit edilmiştir (Şekil 6.31a ve b). 0,3 mm/rev ilerleme ve 1 mm kesme derinliği için + işaretli S_{XZ} gerilmeleri, 3288 MPa’dan (8 m/min) 3594 MPa’ya (69 m/min) kadar ve – işaretli kayma gerilmeleri ise 597 MPa’dan (8 m/min) 672 MPa’ya (69 m/min) kadar artmaktadır.

Kesme hızının S_{XZ} kayma gerilmeleri üzerindeki etkisi diğer kayma gerilmesi bileşenlerindeki gibi olmakla birlikte, kesme hızındaki artışa paralel olarak + ve – işaretli S_{XZ} kayma gerilmeleri de artmaktadır. Aynı şekilde bu artış, özellikle 69 m/min kesme hızında biraz daha fazladır. 1 mm kesme derinliği ve 69 m/min kesme hızı için, ilerleme değerindeki artışla birlikte + işaretli S_{XZ} gerilmeleri, 1388 MPa’dan (0,12 mm/rev) 3594 MPa’ya (0,3 mm/rev) kadar (Şekil 6.31a); – işaretli kayma gerilmelerinin ise 251 MPa’dan (0,12 mm/rev) 672 MPa’ya (0,3 mm/rev) kadar (Şekil 6.31b) yükselmiştir.



Şekil 6.31. Kesme parametrelerinin S_{xz} kayma gerilmelerine etkisi
 a) + işaretli kayma gerilmeleri b) – işaretli kayma gerilmeleri
 c) ANSYS gerilme dağılımı

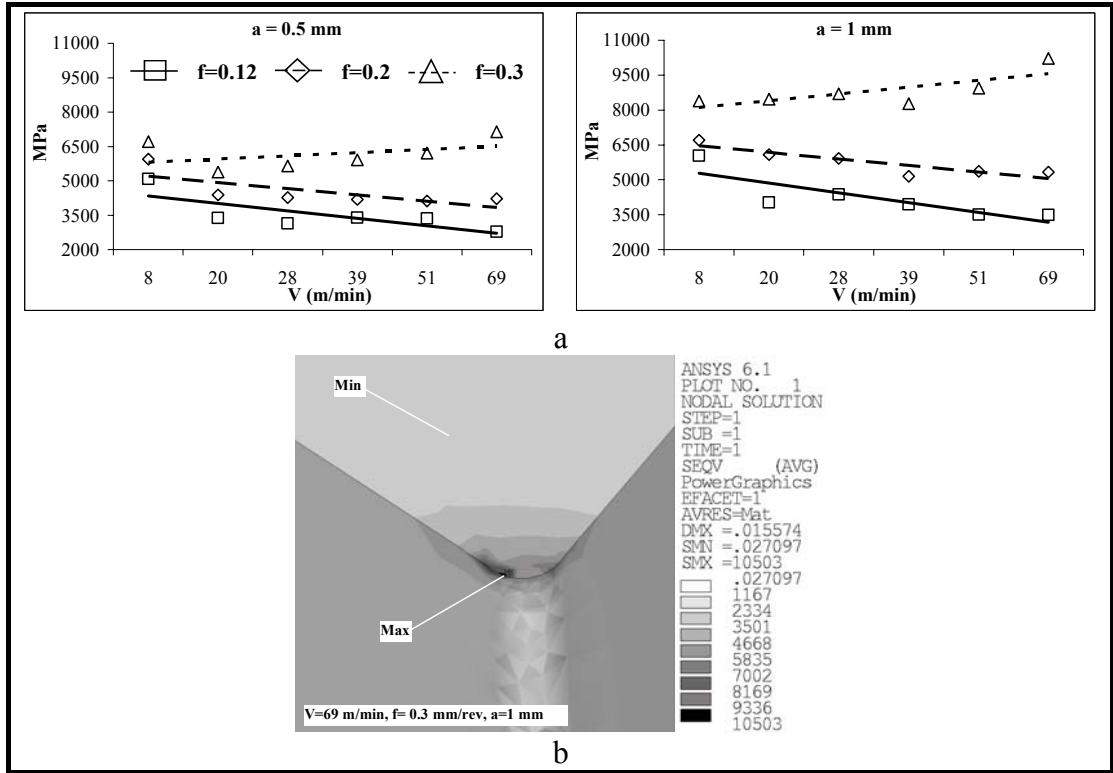
ANSYS gerilme dağılımından (Şekil 6.31c); iş parçası ile kesici ucun temasta olduğu ucun burun yarıçapı ve yardımcı kesme kenarı üzerindeki + işaretli S_{xz} kayma gerilmelerinin en yüksek değerde olduğu, buna karşılık özellikle esas kesme kenarının yaklaşık 0,2 mm altında ise – işaretli S_{xz} gerilmelerinin etkili olduğu söylenebilir. Tüm talaş-takım temas alanı üzerinde + işaretli S_{xz} gerilmeleri daha etkili olmakla birlikte; kesici uç ile iş parçasının temasta olduğu, burun yarıçapıyla

yardımcı kesme kenarının birleştiği yerde, + işaretli S_{XZ} gerilmeleri, en yüksek değerlere çıkmaktadır. + işaretli S_{XZ} gerilmelerinin daha çok yardımcı kesme kenarı üzerinde etkili olduğu söylenebilir (Şekil 6.31c). – işaretli S_{XZ} gerilmeleri ise esas kesme kenarının altındaki yaklaşık 0,2×0,5 mm’lik bir bölgede etkilidir (Şekil 6.31c). Aynı ilerleme ve kesme hızı için 0,5 mm kesme derinliğindeki S_{XZ} kayma gerilmelerinin dağılımı da 1 mm kesme derinliğindeki dağılıma (Şekil 6.31c) benzemekle birlikte; gerilmenin etki alanı oldukça küçülmüştür. Her iki kesme derinliği için, + işaretli kayma gerilmelerinin daha büyük değerlerde olması sebebiyle; kesici uçta, + işaretli S_{XZ} kayma gerilmelerinin daha etkili olduğu ve özellikle yardımcı kesme kenarının bu gerilmelere maruz kaldığı söylenebilir.

Şekil 6.32’de de kesme parametrelerindeki değişimin *von Mises* (S_{EQV}) gerilmelerine etkisi gösterilmiştir.

1 mm kesme derinliği için elde edilen S_{EQV} gerilmeleri ile karşılaştırıldığında; 0,5 mm kesme derinliği için elde edilen S_{EQV} gerilmeleri daha büyüktür (Şekil 6.32a).

Her iki kesme derinliği için 0,12 ve 0,2 mm/rev’de, kesme hızındaki artışla birlikte S_{EQV} gerilmeleri azalmakta; ancak 0,3 mm/rev ilerlemede ise S_{EQV} gerilmelerinde artışlar gerçekleşmektedir (Şekil 6.32a). 0,3 mm/rev ilerlemede 0,5 mm kesme derinliği için S_{EQV} gerilmeleri, kesme hızındaki artışla 6700 MPa (8 m/min) seviyelerinden 7132 MPa (69 m/min) seviyelerine; 1 mm kesme derinliğinde ise 8400 MPa (8 m/min) seviyelerinden 10200 MPa (69 m/min) seviyelerine kadar çıkmaktadır. 0,12 ve 0,2 mm/rev’de ise $a = 0,5$ mm için S_{EQV} gerilmeleri, kesme hızındaki artışla sırasıyla 5080 ve 5900 MPa seviyelerinden 2785 ve 4222 MPa seviyelerine; $a = 1$ mm için ise sırasıyla 6037 ve 6700 MPa seviyelerinden 3494 ve 5333 MPa seviyelerine kadar azalmaktadır.



Şekil 6.32. Kesme parametrelerinin S_{EQV} gerilmelerine etkisi

Tüm kesme hızları ve her iki kesme derinliği için ilerleme değeriindeki artışa paralel olarak S_{EQV} gerilme değerlerinin de büyüdüğü gözlenmiştir. S_{EQV} gerilmelerindeki bu değişim, diğer kesme hızlarına nazaran özellikle 69 m/min kesme hızında çok daha belirgindir. 0,5 mm kesme derinliği için 69 m/min'deki S_{EQV} gerilmeleri, ilerleme değeriindeki artışla birlikte, 2785 MPa'dan (0,12 mm/rev) 7132 MPa'ya (0,2 mm/rev); 1 mm kesme derinliği için de 3494 MPa'dan (0,12 mm/rev) 10223 MPa'ya (0,2 mm/rev) yükselmektedir.

Elde edilen en büyük S_{EQV} gerilmesi, 1 mm kesme derinliği için 69 m/min kesme hızı ve 0,3 mm/rev ilerlemede gerçekleşmiş olup; gerilme dağılımının özellikle kesici ucun talaş yüzeyindeki yaklaşık 0,7 mm'lik bölgede yoğunlaştığı gözlenmiştir (Şekil 6.32b). Yardımcı kesme kenarı ile burun yarıçapından talaş yüzeyine doğru yaklaşık 0,1 mm'lik mesafe içerisinde gerilmeler çok yüksek değerlere ulaşmakta ve özellikle iş parçası ile kesici ucun temasta olduğu yardımcı kesme kenarı ile burun yarıçapının

birleştiği yerdeki yaklaşık 0,1 mm'lik bölgede en yüksek değerleri almaktadır. S_{EQV} gerilme dağılımının özellikle burun yarıçapının yaklaşık 0,4 mm altına kadar etkili olduğu görülmüştür. S_{EQV} gerilmeleri 0,9 mm'lik talaş-takım temas uzunluğuna kadar kısmen etkili olmakla birlikte; bu mesafenin sonlarında yaklaşık 2000 MPa seviyelerine kadar azalmaktadır. Esas kesme kenarı boyunca ise yaklaşık 0,3 mm'lik bölgenin yaklaşık 3500~4000 MPa seviyelerindeki gerilmelere maruz kaldığı söylenebilir. 0,5 mm kesme derinliği için aynı kesme şartlarında elde edilen en yüksek S_{EQV} gerilme dağılımının da 1 mm kesme derinliğine benzer bir dağılım olduğu; ancak kısmen daha küçük bir etki alanının bulunduğu söylenebilir. 0,5 mm kesme derinliği için S_{EQV} gerilmeleri, yine iş parçası ile kesici ucun temasta olduğu yardımcı kesme kenarı ile burun yarıçapının birleştiği yerde yoğunlaşmaktadır. S_{EQV} gerilmeleri 0,7 mm'lik talaş-takım temas uzunluğunda çok daha etkili olmakla birlikte; talaş-takım temas alanının ilk 0,1 mm'lik bölümünde kesici uç yaklaşık 2500~3000 MPa seviyelerindeki gerilmelere maruz kalmaktadır.

Gerilme bileşenlerinin kesici uç aşınmasına etkileri

Choudhury and Baradie tarafından [120] yapılan çalışmada, Inconel 718'in *PCLNR 2525M12* takım tutucu ve *CNMA 120404 (H13A grade)* kesici uç kullanılarak işlenmesi sırasındaki kesici takım ömrü incelenmiş olup; çalışmada, kesici takımda görülen aşınma tipleri ve bu aşınmaların yerleri hakkında detaylı bir bilgi bulunmamaktadır. Bu sebeple gerilme bileşenlerinin kesici uç aşınmasına etkileri, *ANSYS* ile elde edilen gerilme dağılımları kullanılarak yorumlanmıştır.

Yükleme durumu göz önüne alındığında (Bkz. Bölüm 5.2.4), F_f ve F_p tüm talaş-takım temas alanı üzerindeki düğümlere (0,5 ve 1 mm kesme derinliği için sırasıyla 60 ve 100 düğüm) düğüm başına gelen kuvvet biçiminde uygulanmıştır. F_C ise esas kesme kenarı üzerinde en yüksek olacak şekilde talaş-takım temas alanı boyunca (0,5 ve 1 mm kesme derinliği için talaş-takım temas uzunluğu sırasıyla 0,89 ve 1,78 mm) üçgen yayılı yük biçiminde uygulanmıştır.

Talaş kaldırma kuvveti (bileşke kuvvet, R) 1 mm kesme derinliği ve 0,3 mm/rev ilerlemelerde en yüksek değerlere ulaşmaktadır. Bunun sonucu olarak özellikle $a = 1$ mm, $f = 0,3$ mm/rev ve $V = 69$ m/min şartlarında elde edilen gerilme değerleri de diğer kesme şartlarındaki gerilme sonuçlarına göre çok daha yüksek gerçekleşmiştir.

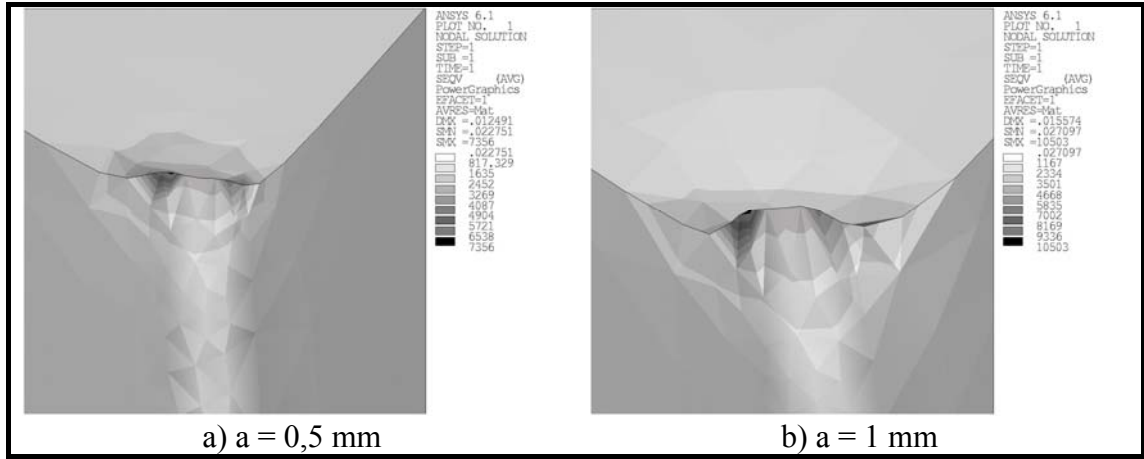
Genelde, normal gerilme bileşenleri kayma gerilmesi bileşenlerine oranla daha yüksek gerçekleşmektedir. İlerleme kuvvetinin Bölüm 5.2.4, Şekil 5.15b’de gösterilen koordinat sistemine göre $+x$ yönünde uygulanması sonucu S_X gerilmelerinin davranışı, *basma gerilmesi* şeklindedir (0,5 ve 1 mm kesme derinliği için sırasıyla ortalama 1833 ve 2763 MPa). S_X ve S_Y çekme gerilmeleri, genelde basma gerilmelerinin yaklaşık % 30–40’ı seviyelerinde olmakla birlikte; S_Z çekme gerilmeleri biraz daha yüksek bir oranda (yaklaşık % 84–89 seviyelerinde) gerçekleşmektedir.

Kesme derinliği 0,5 ve 1 mm için S_X , S_Y ve S_Z normal gerilmelerinin esas kesme kenarının başlangıcındaki burun yarıçapının bitiş noktasından başlayarak tüm talaş yüzeyinde *basma* gerilmesi biçiminde ve burun yarıçapı ile esas kesme kenarının hemen altında ise *çekme* gerilmesi biçiminde gerçekleştiği fark edilmiştir.

İş parçasının dönüş yönü ile talaşın akış yönü sebebiyle S_{XY} ve S_{XZ} kayma gerilmesi bileşenlerinin “+” işaretli ve S_{YZ} ’nin ise “-” işaretli gerilmeler biçiminde daha etkili söylenebilir. Gerilme dağılımları ise esas kesme kenarı ile burun yarıçapı çevresinde ve talaş yüzeyinde yoğunlaşmaktadır.

Yapılan analizler neticesinde kesici ucun aşınması/kırılması açısından kayma gerilmelerine oranla S_X , S_Y ve S_Z normal gerilmelerinin daha etkili olduğu fark edilmiştir. Normal gerilmelerin en yüksek değerleri için elde edilen gerilme dağılımlarından; esas kesme kenarının ve talaş yüzeyindeki özellikle esas kesme kenarından yaklaşık 0,5~1 mm’lik bölümde gerilmelerin çok etkili olması sebebiyle; esas kesme kenarında ve talaş yüzeyinde aşınmaların olabileceği söylenebilir. Şekil

6.37’de 69 m/min kesme hızı ve 0,3 mm/rev ilerlemede 0,5 mm (Şekil 6.33a) ve 1 mm (Şekil 6.33b) kesme derinliği için elde edilen en yüksek S_{EQV} von Mises gerilmelerine maruz kalan kesici uçlardaki deformasyon 100 kat büyütülerek gösterilmiştir.



Şekil 6.33. Kesici uçlardaki deformasyon

Kesme derinliği 0,5 ve 1 mm için sonlu elemanlar metoduna dayalı olarak gerçekleştirilen *ANSYS* gerilme sonuçlarından; kesici uçlarda görülebilecek aşınmaların daha çok yardımcı kesme kenarı ile burun yarıçapının birleştiği yerde ve özellikle kesici ucun iş parçasıyla temasta olduğu bölümde gerçekleşeceği düşünülmektedir.

Inconel 718’in işlenmesinde kullanılan başka bir kesicide (seramik) oluşan gerilme dağılımı sonuçlarıyla (Şekil 6.15) karşılaştırıldığında; *PCLNR 2525M12* takım tutucu ve *CNMA 120404 (H13A grade)* kesici ucun kullanılması halinde gerilmelerin çok büyük gerçekleştiği ve muhtemel aşınma bölgelerinin de farklılık arz ettiği dikkati çekmektedir. *PCLNR.../CNMA...* kesici takımları için kesicinin ilerleme yönü doğrultusundaki talaş-takım temas alanı gerisinde kalan bölgenin, *CSRNR.../SNGN...* kesici takıma göre çok küçük olması ve özellikle ölçülen esas kesme kuvveti değerlerinin çok yüksek olması sebebiyle, kesici uçta daha büyük gerilmelerin gerçekleştiği düşünülmektedir. Kesici uçtaki gerilme dağılımının,

kullanılan takım tutucu ve dolayısıyla da kesicinin iş parçasına olan yanaşma açısı ile kesici ucun profili açısından da oldukça önemli değişkenlikler gösterdiği fark edilmiştir.

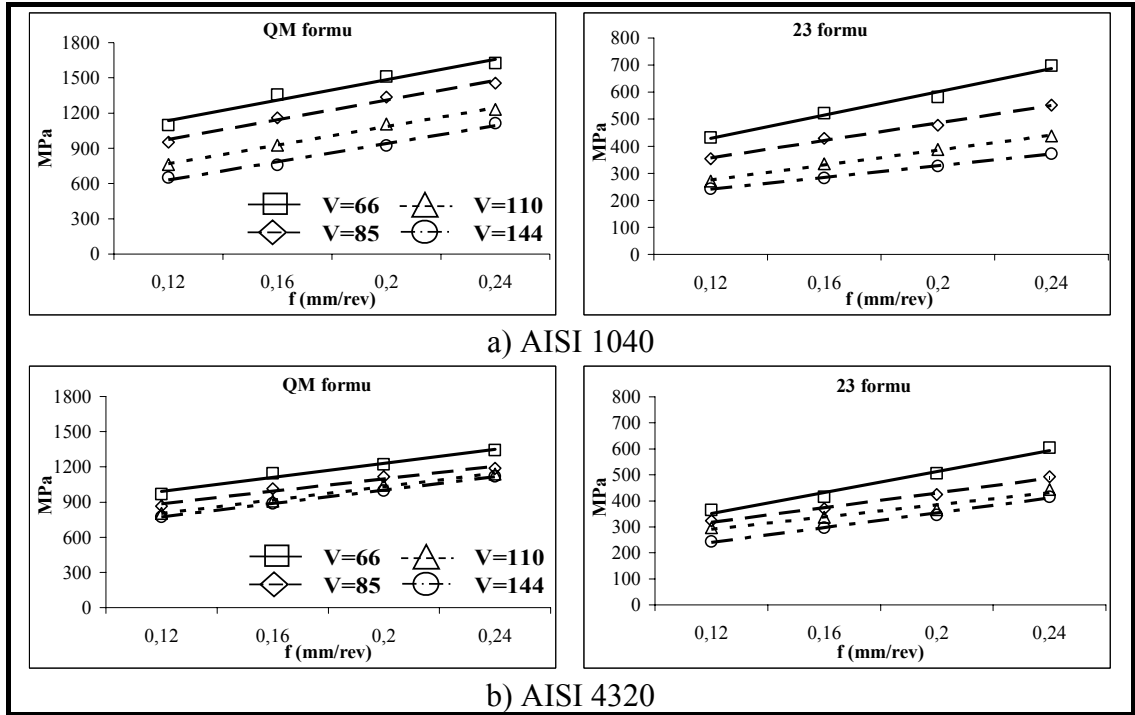
CNMA formunun *SNGN* formuna göre çok büyük gerilmelere maruz kalacağı söylenebilir. Bu sebeple işleme sırasında kullanılacak kesme parametrelerinin seçilmesine çok dikkat edilmelidir.

PSBNR 2525M12 takım tutucu ve QM/23 talaş kırıcı formları

Kesici uçta talaş kırıcı formu bulunması halinde, kesicide oluşan gerilme dağılımı da ayrıca incelenmiştir. Bu amaçla, kesme kuvveti değerleri literatürden alınan [121], AISI 1040 ve AISI 4320 iş parçası malzemelerinin işlenmesinde kullanılan *PSBNR 2525M12* takım tutucu ile *SNMG 120408-QM* ve *SNMM 120408-23* talaş kırıcılı kesici uçlar üzerindeki gerilmeler incelenmiştir. *QM* talaş kırıcı formu (Şekil 5.6c, Bkz. Bölüm 5.2.1) 23 formuna göre biraz karmaşık bir dalgalı geometriye sahipken, 23 formu (Şekil 5.6d, Bkz. Bölüm 5.2.1) nispeten daha düzgün bir geometridedir.

AISI 1040 ve AISI 4320 iş parçası malzemelerinin işlenmesinde kullanılan *QM* ve 23 talaş kırıcılı kesici uçlar üzerindeki gerilmeler, iş parçası malzemesine göre ayrı ayrı incelenmiştir (Şekil 6.34–Şekil 6.49). Öncelikli olarak kesme parametrelerinin gerilme bileşenleri üzerindeki etkileri incelenmiş ve daha sonra da her bir gerilme bileşeni için elde edilen gerilme dağılımları ele alınmıştır.

Şekil 6.34’te, kesme parametrelerindeki değişimin AISI 1040 ve AISI 4320 iş parçası malzemeleri için *QM* ve 23 talaş kırıcı formundaki S_X çekme gerilmelerine etkisi gösterilmiştir.



Şekil 6.34. Kesme parametrelerinin S_X çekme gerilmelerine etkisi

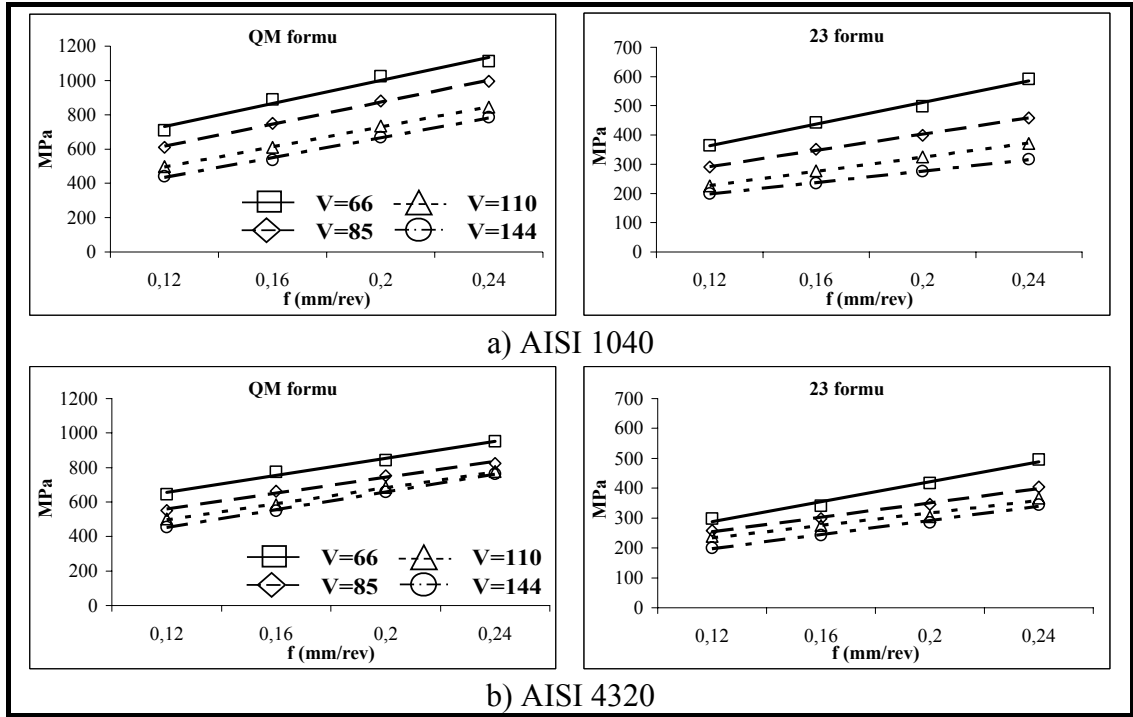
Her iki iş parçası malzemesi için ilerleme değerindeki artışla birlikte *QM* ve *23* talaş kırıcı formundaki S_X çekme gerilmesi değerleri de artmaktadır. Aynı şekilde tüm kesme hızı değerleri için, ilerlemedeki artış sonucu gerilme değerleri de yaklaşık olarak birbirine paralel bir şekilde yükselmektedir. AISI 1040 için ilerlemenin 0,12 mm/rev'den 0,24 mm/rev'e çıkmasıyla, *QM* ve *23* talaş kırıcı formları için S_X çekme gerilmelerinin ortalama % 160 seviyelerinde arttığı gözlenmiş olup (Şekil 6.34a); S_X çekme gerilmelerindeki en büyük değişim, *QM* talaş kırıcı formu için 144 m/min kesme hızında % 171 olarak gerçekleşmiştir (gerilmeler, 652 MPa'dan 1113 MPa'ya çıkmıştır). S_X çekme gerilmeleri üzerindeki ilerlemenin etkisi AISI 4320 için de görülmekle birlikte (Şekil 6.34b); gerilmeler, ortalama % 154 seviyelerinde artmış, ancak gerilmelerdeki en büyük değişim *23* talaş kırıcı formu için 144 m/min kesme hızında % 171 olarak gerçekleşmiştir (gerilmeler, 244 MPa'dan 416 MPa'ya çıkmıştır).

S_X çekme gerilmeleri üzerindeki kesme hızı etkisi ise ilerlemenin tam aksine, kesme hızındaki artışla birlikte gerilme değerlerinin azalması biçiminde gerçekleşmektedir. Tüm ilerleme değerleri için QM ve 23 talaş kırıcı formlarında kesme hızındaki artışla birlikte gerilme değerlerinin birbirine paralel biçimde azaldığı söylenebilir. Bu azalma, AISI 1040 için QM ve 23 formlarında sırasıyla % 61 ve % 55; AISI 4320 için ise sırasıyla % 81 ve % 70 seviyelerindedir.

AISI 1040 ve AISI 4320 iş parçası malzemelerinin her ikisi için de en büyük S_X çekme gerilmeleri QM talaş kırıcı formunda elde edilmiştir (Şekil 6.34). AISI 1040 ve AISI 4320 için S_X çekme gerilmeleri QM talaş kırıcı formunda sırasıyla yaklaşık ortalama 1627 MPa ve 1342 MPa seviyelerinde iken 23 formunda sırasıyla yaklaşık ortalama 698 MPa ve 604 MPa seviyelerindedir. Her iki talaş kırıcı formu için en büyük S_X çekme gerilmesi değerleri 66 m/min kesme hızı ve 0,24 mm/rev ilerleme şartlarında oluşmaktadır. Özellikle AISI 1040 için S_X çekme gerilmelerinin daha büyük gerçekleşme eğiliminde olduğu fark edilmiştir.

Şekil 6.35'te, kesme parametrelerindeki değişimin AISI 1040 ve AISI 4320 için QM ve 23 talaş kırıcı formundaki S_Y çekme gerilmelerine etkisi gösterilmiştir.

AISI 1040 ve AISI 4320 iş parçası malzemeleri için ilerleme değerindeki artışla birlikte QM ve 23 talaş kırıcı formundaki S_Y çekme gerilmesi değerleri de S_X çekme gerilmesinde olduğu gibi artmakta olup; tüm kesme hızları için her iki talaş kırıcı formundaki gerilmelerin birbirine paralel bir şekilde arttığı dikkati çekmektedir. İlerlemenin 0,12 mm/rev'den 0,24 mm/rev'e çıkmasıyla, AISI 1040 ve AISI 4320 iş parçası malzemeleri için QM ve 23 talaş kırıcı formlarındaki S_Y çekme gerilmelerinin ortalama % 161 seviyelerinde arttığı gözlenmiştir (Şekil 6.35a ve b). S_Y çekme gerilmelerindeki en büyük değişim, 144 m/min kesme hızında QM talaş kırıcı formu için % 178 (AISI 1040 için gerilmeler, 442 MPa'dan 785 MPa'ya çıkmıştır) ve 23 formu için de % 172 olarak gerçekleşmiştir (AISI 4320 için gerilmeler, 200 MPa'dan 345 MPa'ya çıkmıştır).



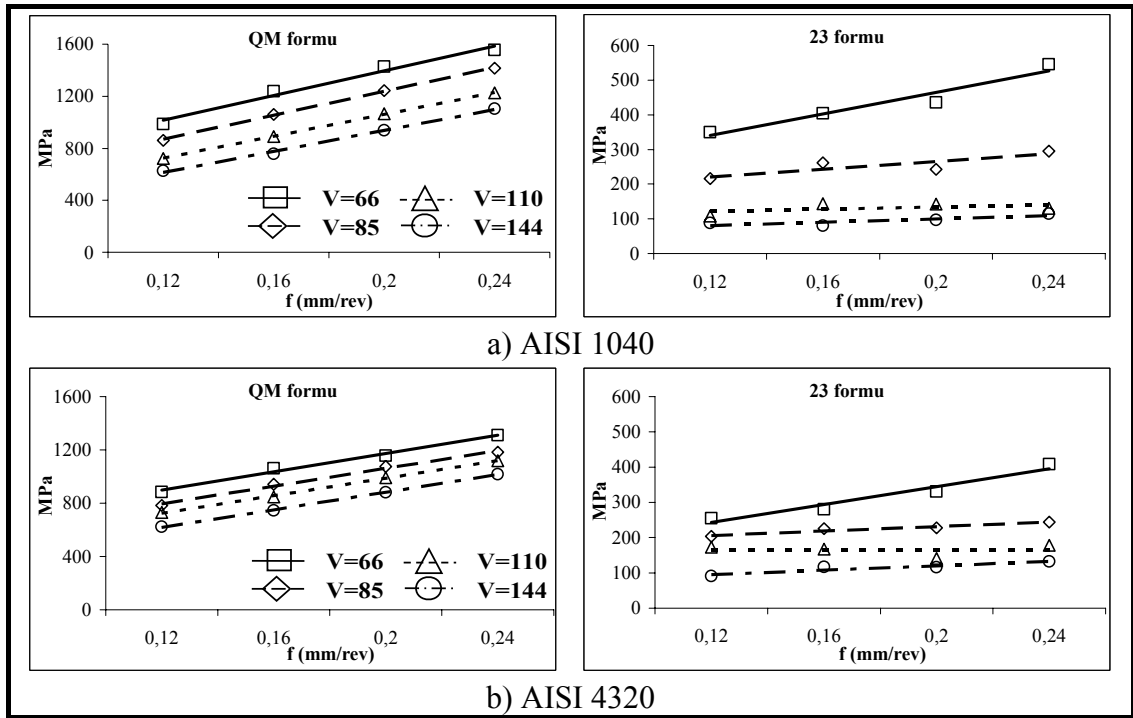
Şekil 6.35. Kesme parametrelerinin S_Y çekme gerilmelerine etkisi

Ancak S_Y çekme gerilmeleri üzerindeki kesme hızı etkisi ise ilerlemenin tam aksine, kesme hızındaki artışla birlikte gerilme değerlerinin azalması biçiminde gerçekleşmektedir. Tüm ilerleme değerleri için QM ve 23 talaş kırıcı formlarında kesme hızındaki artışla birlikte S_Y çekme gerilmeleri birbirine paralel biçimde azalmaktadır. Bu azalma, AISI 1040 için QM ve 23 formlarında sırasıyla % 65 ve % 54; AISI 4320 için ise sırasıyla % 75 ve % 69 seviyelerindedir. Her iki iş parçası malzemesi için de en büyük S_Y çekme gerilmelerinin QM talaş kırıcı formunda, 66 m/min kesme hızı ve 0,24 mm/rev ilerleme şartlarında gerçekleştiği ve AISI 1040 için oluşan S_Y çekme gerilmelerinin daha büyük olduğu gözlenmiştir (Şekil 6.35).

Kesme parametrelerindeki değişimin AISI 1040 ve AISI 4320 için QM ve 23 talaş kırıcı formundaki S_Z çekme gerilmelerine etkisi Şekil 6.36'da gösterilmiştir.

Diğer normal gerilme bileşenlerinde (S_X ve S_Y) olduğu gibi, her iki iş parçası malzemesi için ilerlemedeki artışa paralel olarak S_Z çekme gerilmeleri de yükselme

eğilimindedir (Şekil 6.36). Bu eğilim, *QM* talaş kırıcı formundaki tüm kesme hızlarında yaklaşık birbirine paralel bir biçimde gerçekleşirken; her iki malzeme için 23 talaş kırıcı formundaki özellikle 66 m/min kesme hızında biraz daha farklı bir eğilim sergilenmektedir. 66 m/min kesme hızında ilerlemenin 0,12 mm/rev'den 0,24 mm/rev'e çıkmasıyla, 23 formundaki S_z çekme gerilmeleri AISI 1040 için 350 MPa'dan 546 MPa'ya, AISI 4320 için de 256 MPa'dan 409 MPa'ya çıkmaktadır (her iki malzeme için ortalama % 158'lik değişim gözlenmiştir). Diğer kesme hızlarında ise her iki malzeme için yaklaşık % 126'lık değişim görülmüştür (Şekil 6.36a ve b).

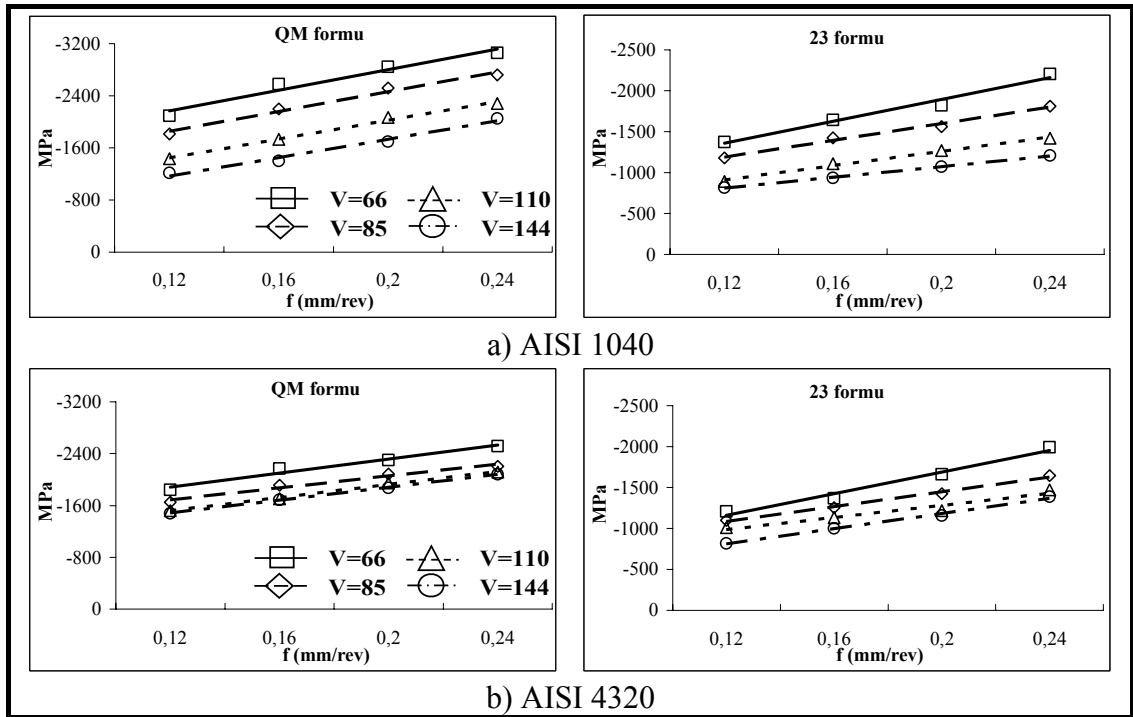


Şekil 6.36. Kesme parametrelerinin S_z çekme gerilmelerine etkisi

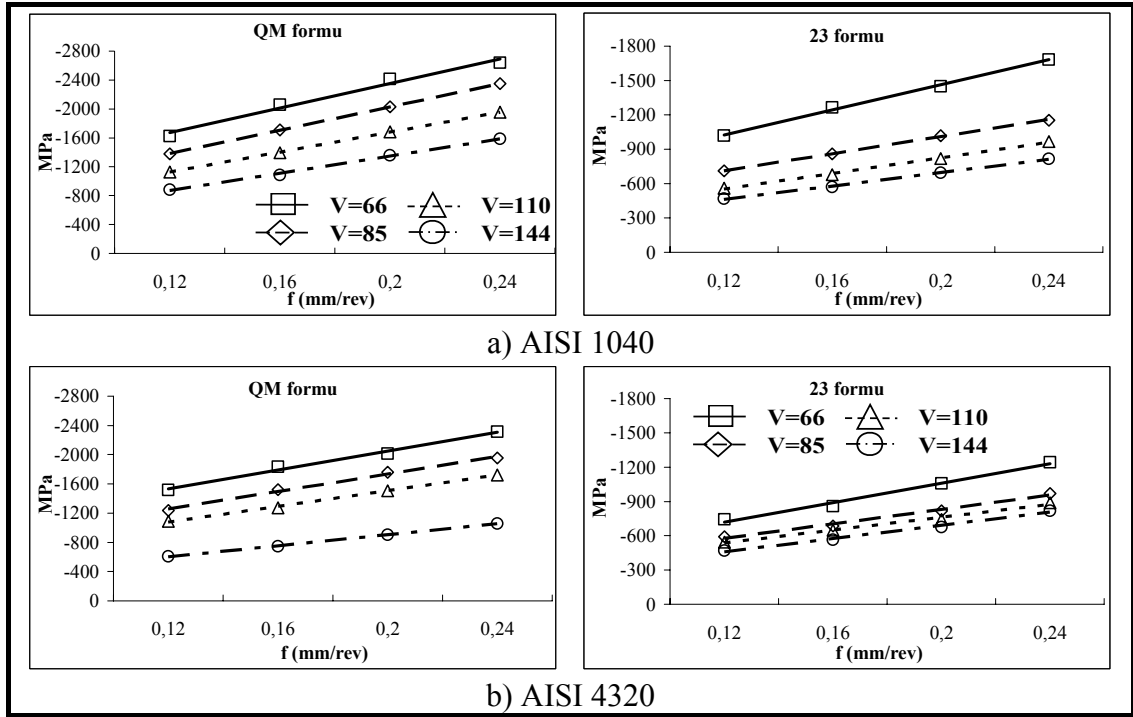
Kesme hızındaki artışla birlikte her iki malzeme için *QM* ve 23 talaş kırıcı formlarındaki S_z çekme gerilmelerinin azaldığı söylenebilir. Ancak *QM* formunda tüm ilerleme değerleri için, kesme hızındaki artışla birlikte gerilmelerin birbirine paralel bir şekilde yaklaşık ortalama % 65~75 seviyelerinde, 23 formunda ise gerilmelerin yaklaşık ortalama % 22~36 seviyelerinde azaldığı gözlenmiştir.

QM formunda oluşan S_z çekme gerilmelerinin 23 formundaki gerilmelere göre daha büyük gerçekleştiği gözlenmiştir.

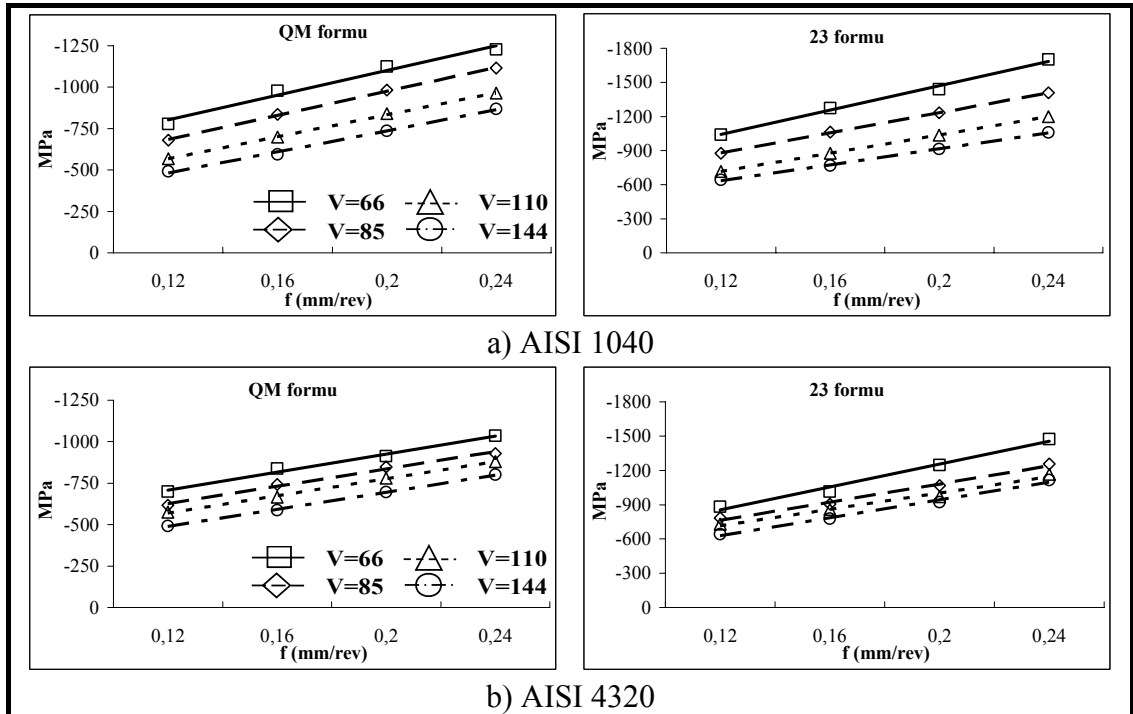
Şekil 6.37–Şekil 6.39’de ise AISI 1040 ve AISI 4320 iş parçası malzemeleri için kesme parametrelerindeki değişimin QM ve 23 talaş kırıcı formundaki S_x , S_y ve S_z basma gerilmelerine etkisi gösterilmiştir.



Şekil 6.37. Kesme parametrelerinin S_x basma gerilmelerine etkisi



Şekil 6.38. Kesme parametrelerinin S_Y basma gerilmelerine etkisi



Şekil 6.39. Kesme parametrelerinin S_Z basma gerilmelerine etkisi

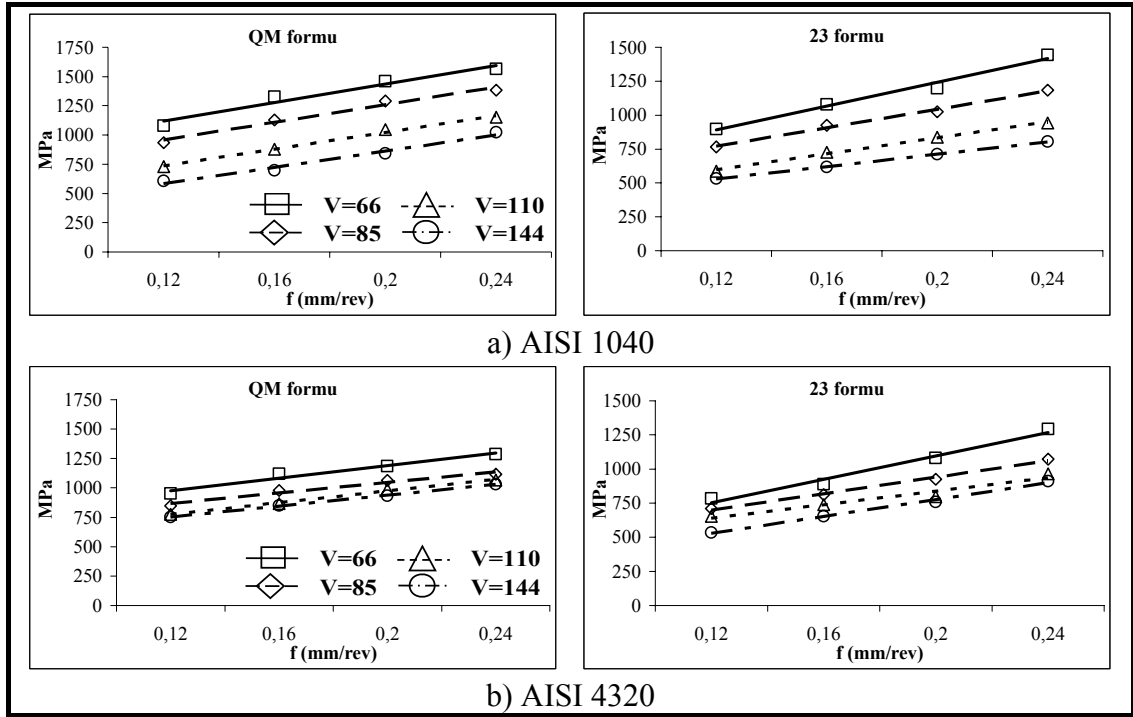
Genel olarak *çekme* gerilmelerinde olduğu gibi (Şekil 6.34–Şekil 6.36); her iki malzeme için, tüm kesme hızlarında ilerleme değerindeki artışa paralel olarak QM ve 23 formlarındaki S_X , S_Y ve S_Z *basma* gerilmelerinin de arttığı tespit edilmiştir (Şekil 6.37–Şekil 6.39).

AISI 1040 için ilerleme değerindeki artışa paralel olarak QM formundaki S_X , S_Y ve S_Z *basma* gerilmelerinde sırasıyla yaklaşık % 156, % 171 ve % 167’lik, 23 formunda ise sırasıyla ortalama % 155, % 169 ve % 164’lük değişimler gerçekleşmiştir. AISI 4320’de ise S_X , S_Y ve S_Z *basma* gerilmelerinde, QM formu için sırasıyla yaklaşık % 138, % 161 ve % 154’lük; 23 formunda da sırasıyla yaklaşık % 157, % 167 ve % 165’lik değişimler belirlenmiştir.

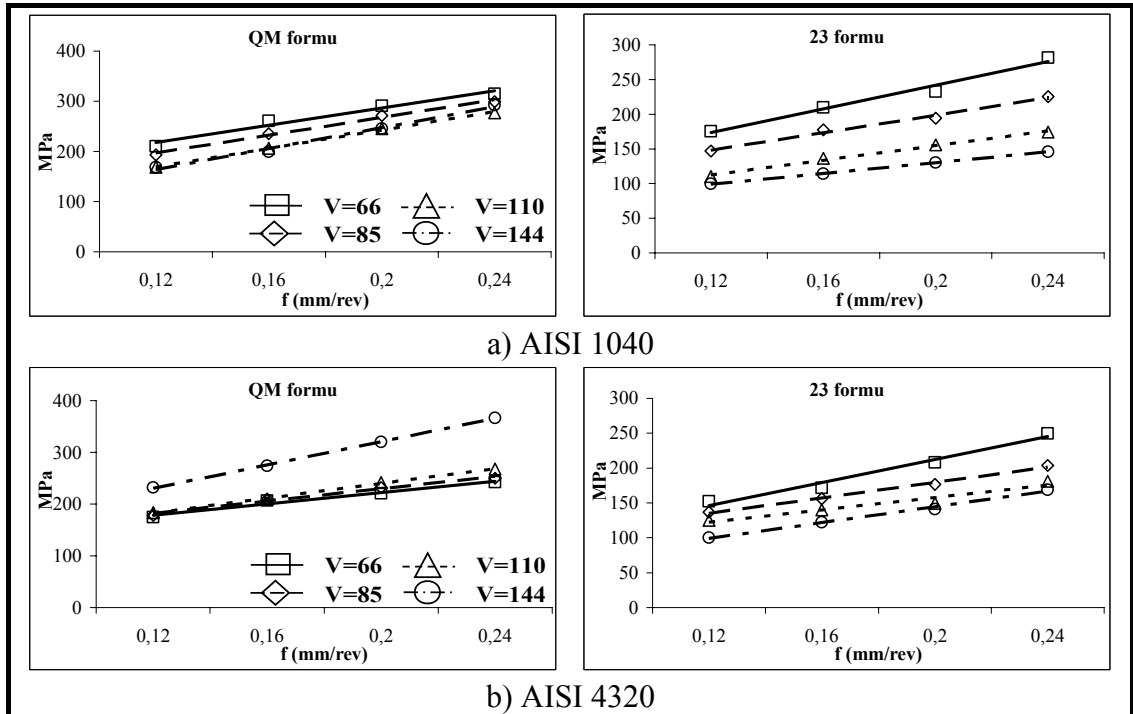
Aynı şekilde *çekme* gerilmelerinde olduğu gibi; her iki malzeme için tüm ilerleme değerlerinde, kesme hızındaki artışla birlikte QM ve 23 formlarındaki S_X , S_Y ve S_Z *basma* gerilmelerinin azalma eğiliminde fark edilmiştir.

S_X , S_Y ve S_Z *çekme* gerilmeleriyle karşılaştırıldığında, AISI 1040 ve AISI 4320 iş parçası malzemeleri için QM ve 23 formlarının her ikisi için de S_X ve S_Y *basma* gerilmeleri yaklaşık 2~2,5 kat seviyelerinde daha büyük gerçekleşmektedir. Buna karşılık her iki malzeme için özellikle QM formundaki S_Z *basma* gerilmelerinin yaklaşık % 80 seviyesinde daha küçük gerçekleştiği; 23 formunda ise gerilmelerin yine yaklaşık 3~9,5 kat seviyelerinde daha büyük olduğu tespit edilmiştir (Şekil 6.37–Şekil 6.39).

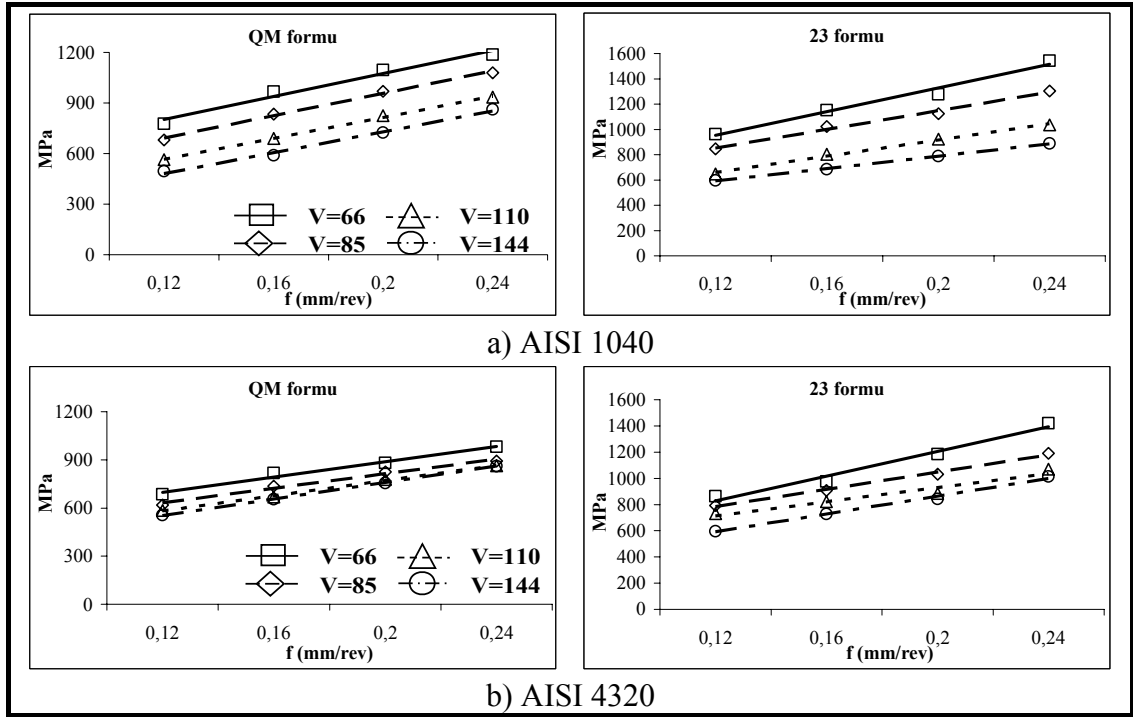
AISI 1040 ve AISI 4320 iş parçası malzemeleri için kesme parametrelerindeki değişimin QM ve 23 talaş kırıcı formundaki “+” işaretli S_{XY} , S_{YZ} ve S_{XZ} kayma gerilmelerine etkisi Şekil 6.40–Şekil 6.42’de gösterilmiştir.



Şekil 6.40. Kesme parametrelerinin + işaretli S_{XY} kayma gerilmelerine etkisi



Şekil 6.41. Kesme parametrelerinin + işaretli S_{YZ} kayma gerilmelerine etkisi



Şekil 6.42. Kesme parametrelerinin + işaretli S_{XZ} kayma gerilmelerine etkisi

Genel olarak her iki malzeme için tüm kesme hızlarında ilerleme değerindeki artışa paralel olarak QM ve 23 formlarındaki “+” işaretli kayma gerilmeleri de artmaktadır (Şekil 6.40–Şekil 6.42).

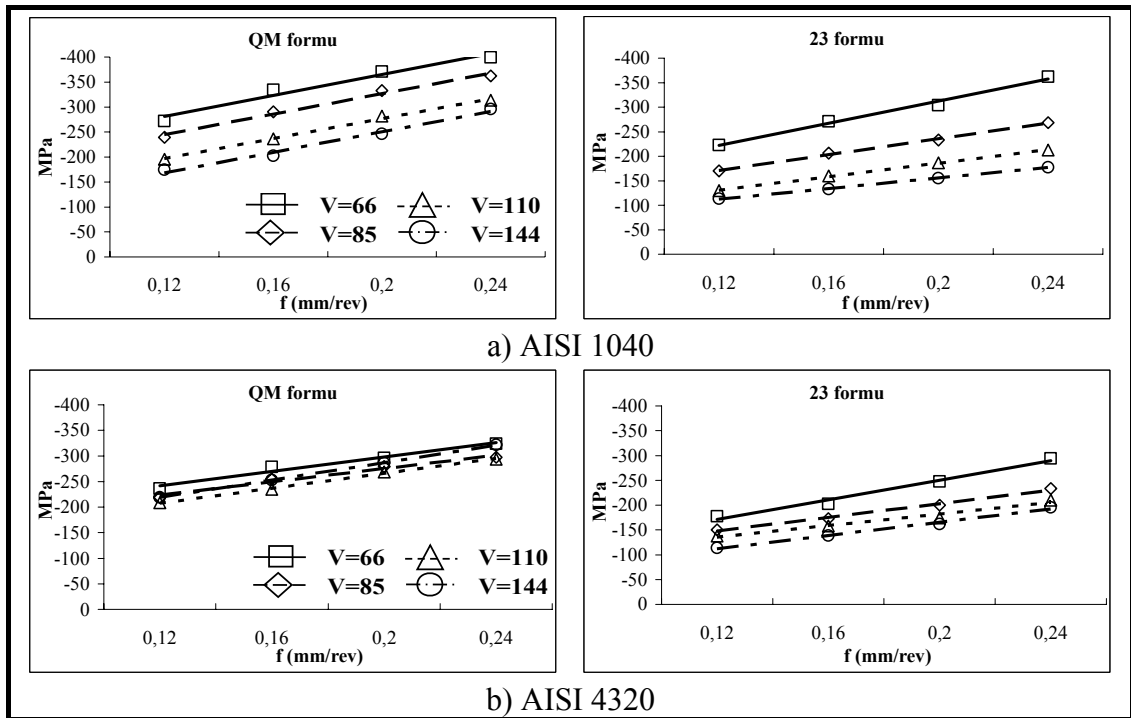
AISI 1040 için ilerleme değerindeki artışa paralel olarak “+” işaretli S_{XY} , S_{YZ} ve S_{XZ} kayma gerilmelerinde QM formu için sırasıyla yaklaşık % 155, % 161 ve % 163’lük, 23 formu için de sırasıyla ortalama % 157, % 155 ve % 156’lık değişimler tespit edilmiştir. AISI 4320’de ise “+” işaretli S_{XY} , S_{YZ} ve S_{XZ} kayma gerilmelerinde, QM formu için sırasıyla yaklaşık % 135, % 146 ve % 148’lik; 23 formunda da sırasıyla yaklaşık ortalama % 159, % 157 ve % 158’lik değişimler gözlenmiştir. AISI 1040 ve AISI 4320 malzemelerinin her ikisi için de 23 formundaki “+” işaretli kayma gerilmeleri yaklaşık aynı seviyede değişim gösterirken; QM formundaki kayma gerilmeleri daha az değişim göstermektedir (Şekil 6.40–Şekil 6.42).

Çekme ve basma gerilmelerinde (Şekil 6.34–Şekil 6.39) olduğu gibi; her iki malzeme için tüm ilerleme değerlerinde, kesme hızındaki artışla birlikte QM ve 23

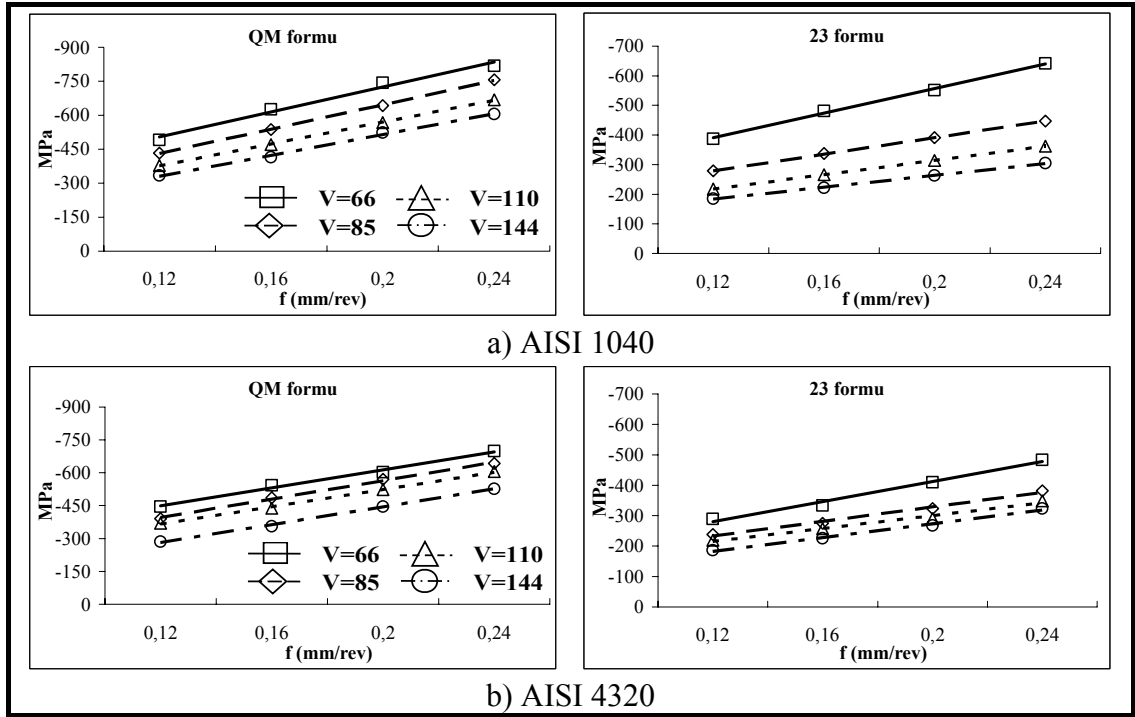
formlarındaki “+” işaretli S_{XY} , S_{YZ} ve S_{XZ} kayma gerilmelerinin azalma eğiliminde olduğu söylenebilir.

Her iki iş parçası malzemesi için tüm ilerleme ve kesme hızı değerlerinde, QM formundaki “+” işaretli S_{XY} ve S_{YZ} kayma gerilmeleri 23 formundaki gerilmelere göre daha büyük olmasına karşılık; S_{XZ} kayma gerilmelerinde ise tam aksine 23 formundaki kayma gerilmeleri daha büyüktür (Şekil 6.40–Şekil 6.42).

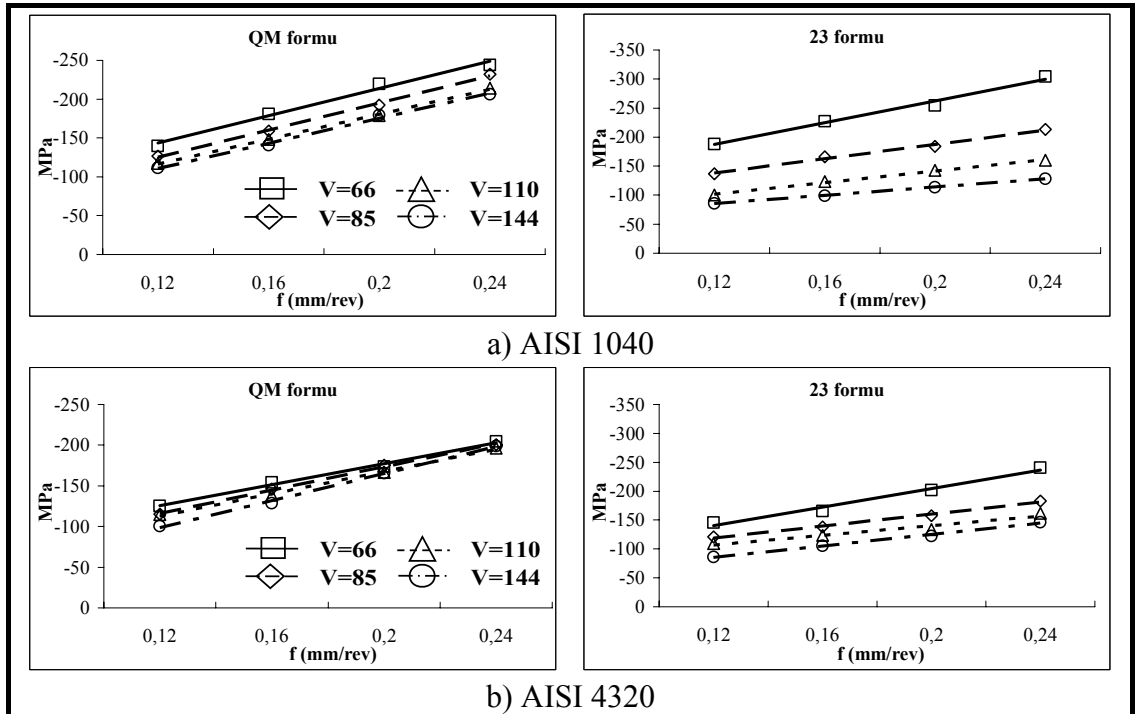
Şekil 6.43–Şekil 6.45’te ise AISI 1040 ve AISI 4320 iş parçası malzemeleri için kesme parametrelerindeki değişimin QM ve 23 talaş kırıcı formundaki “–” işaretli S_{XY} , S_{YZ} ve S_{XZ} kayma gerilmelerine etkisi gösterilmiştir.



Şekil 6.43. Kesme parametrelerinin “–” işaretli S_{XY} kayma gerilmelerine etkisi



Şekil 6.44. Kesme parametrelerinin “-” işaretli S_{YZ} kayma gerilmelerine etkisi



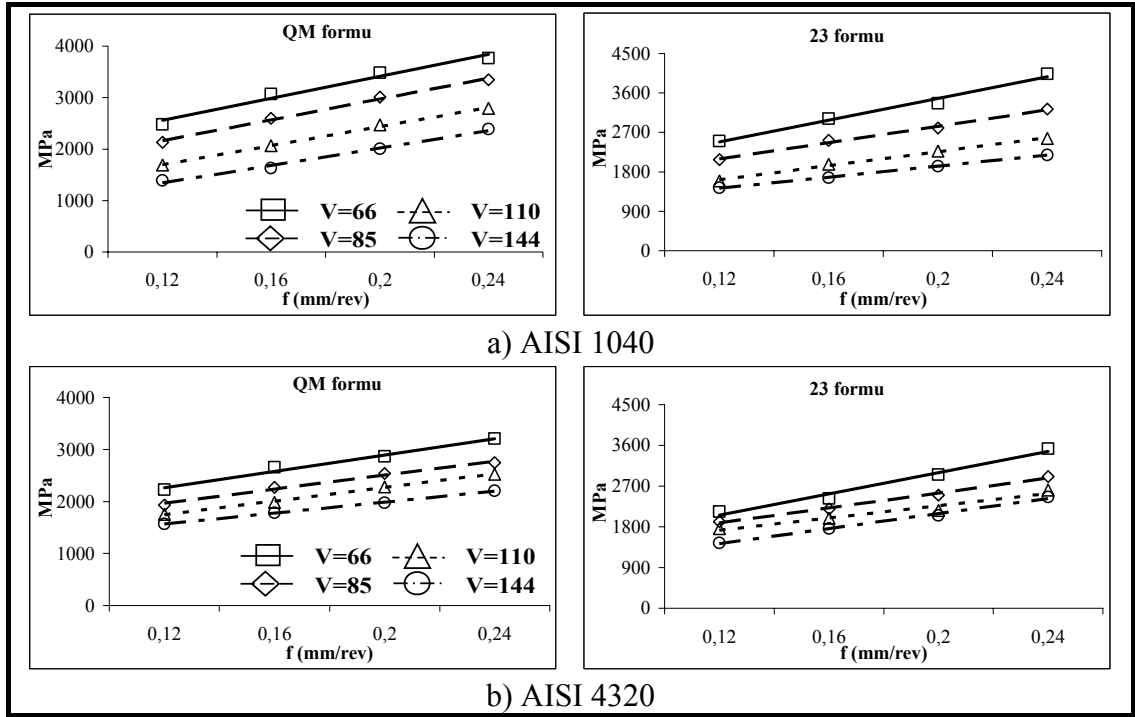
Şekil 6.45. Kesme parametrelerinin “-” işaretli S_{XZ} kayma gerilmelerine etkisi

“+” işaretli kayma gerilmelerinde olduğu gibi (Şekil 6.40–Şekil 6.42); her iki iş parçası malzemesi ve talaş kırıcı formu için ilerleme değerindeki artışa paralel olarak “–” işaretli S_{XY} , S_{YZ} ve S_{XZ} kayma gerilmeleri de artmakta, buna karşılık kesme hızındaki artışla birlikte gerilmeler azalmaktadır (Şekil 6.43–Şekil 6.45). Ancak bu genel durumun aksine, AISI 4320 için QM formundaki “–” işaretli S_{YZ} kayma gerilmesi (Şekil 6.44b) tüm ilerleme değerleri için, kesme hızındaki artışa paralel olarak artmaktadır.

Genel olarak her iki iş parçası malzemesi ve talaş kırıcı formu için “+” işaretli S_{XY} ve S_{XZ} kayma gerilmelerine göre “–” işaretli S_{XY} ve S_{XZ} gerilmeleri daha küçüktür (“–” işaretli kayma gerilmeleri, “+” işaretli gerilmelerinin yaklaşık % 25’i kadardır). Ancak S_{YZ} kayma gerilmeleri için durum biraz farklıdır. Her iki iş parçası malzemesi için – işaretli S_{YZ} değerleri, + işaretli S_{YZ} gerilmesine göre daha büyüktür (+ işaretli kayma gerilmelerinin yaklaşık 1,25~3 katı kadardır).

Şekil 6.46’da ise AISI 1040 ve AISI 4320 iş parçası malzemeleri için kesme parametrelerindeki değişimin *von Mises* (S_{EQV}) gerilmelerine etkisi gösterilmiştir.

Her iki iş parçası malzemesi için tüm kesme hızlarında ilerleme değerindeki artışa paralel olarak S_{EQV} gerilme değerleri de yükselmektedir (Şekil 6.46a ve b). AISI 1040 için ilerleme etkisiyle görülen S_{EQV} değişimi QM formu için 66, 85, 110 ve 144 m/min kesme hızlarında sırasıyla yaklaşık % 152, % 157, % 165 ve % 172 olurken, 23 formunda ise sırasıyla yaklaşık % 161, % 155, % 161 ve % 152 olarak gerçekleşmiştir. AISI 1040 ile karşılaştırıldığında, AISI 4320 için QM formundaki S_{EQV} gerilmesindeki değişim kısmen azaldığı (66, 85, 110 ve 144 m/min kesme hızlarında sırasıyla yaklaşık % 144, % 142, % 144 ve % 141); buna karşılık 23 formunda ise özellikle 144 m/min olmak üzere biraz arttığı (66, 85, 110 ve 144 m/min kesme hızlarında sırasıyla yaklaşık % 165, % 152, % 148 ve % 170) söylenebilir (Şekil 6.46a ve b).

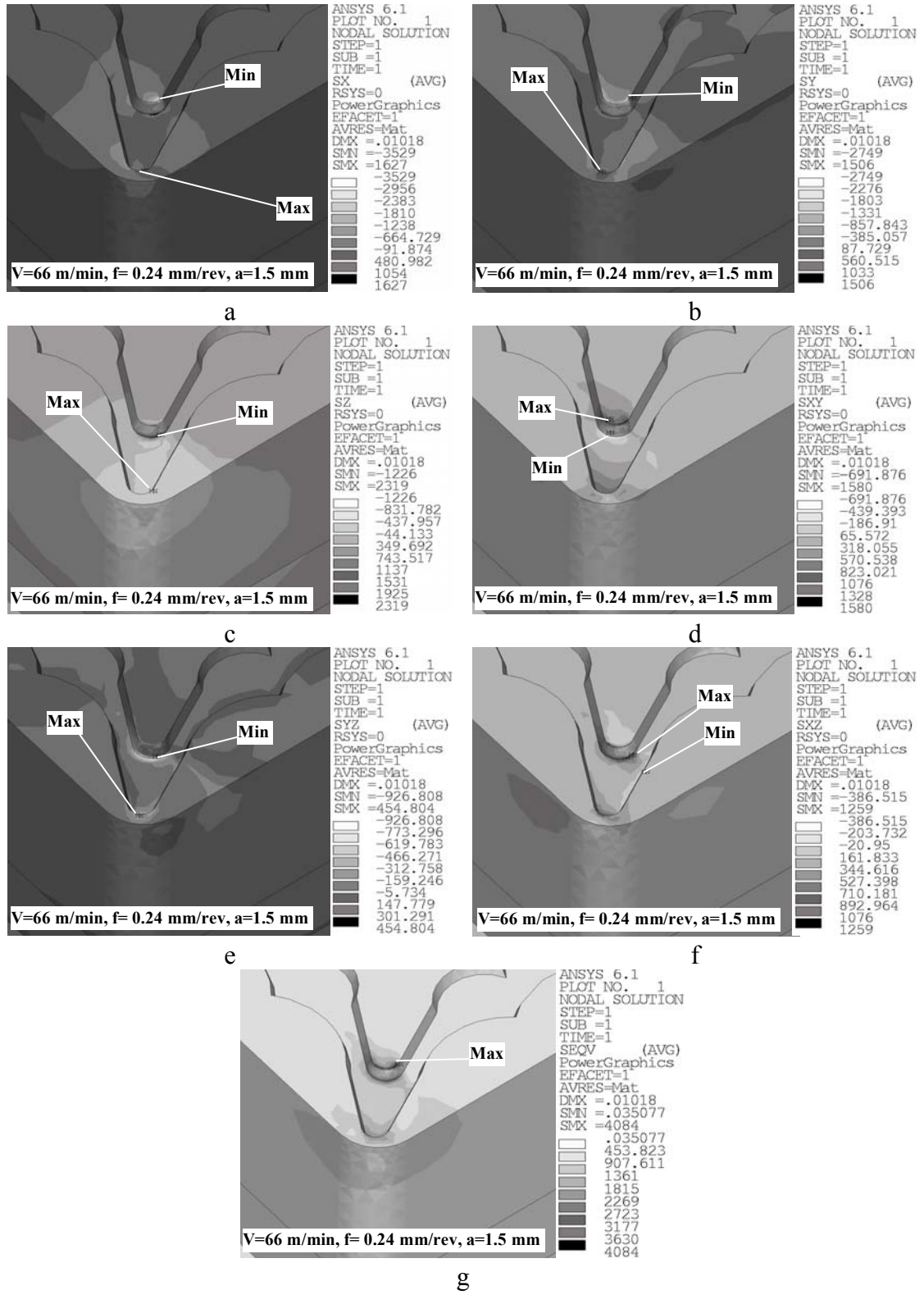


Şekil 6.46. Kesme parametrelerinin S_{EQV} gerilmelerine etkisi

Her iki iş parçası malzemesi için diğer gerilme bileşenlerinde de olduğu gibi; tüm ilerleme değerleri için kesme hızlarındaki artışla birlikte S_{EQV} gerilme değerlerinin de yükseldiği fark edilmiştir.

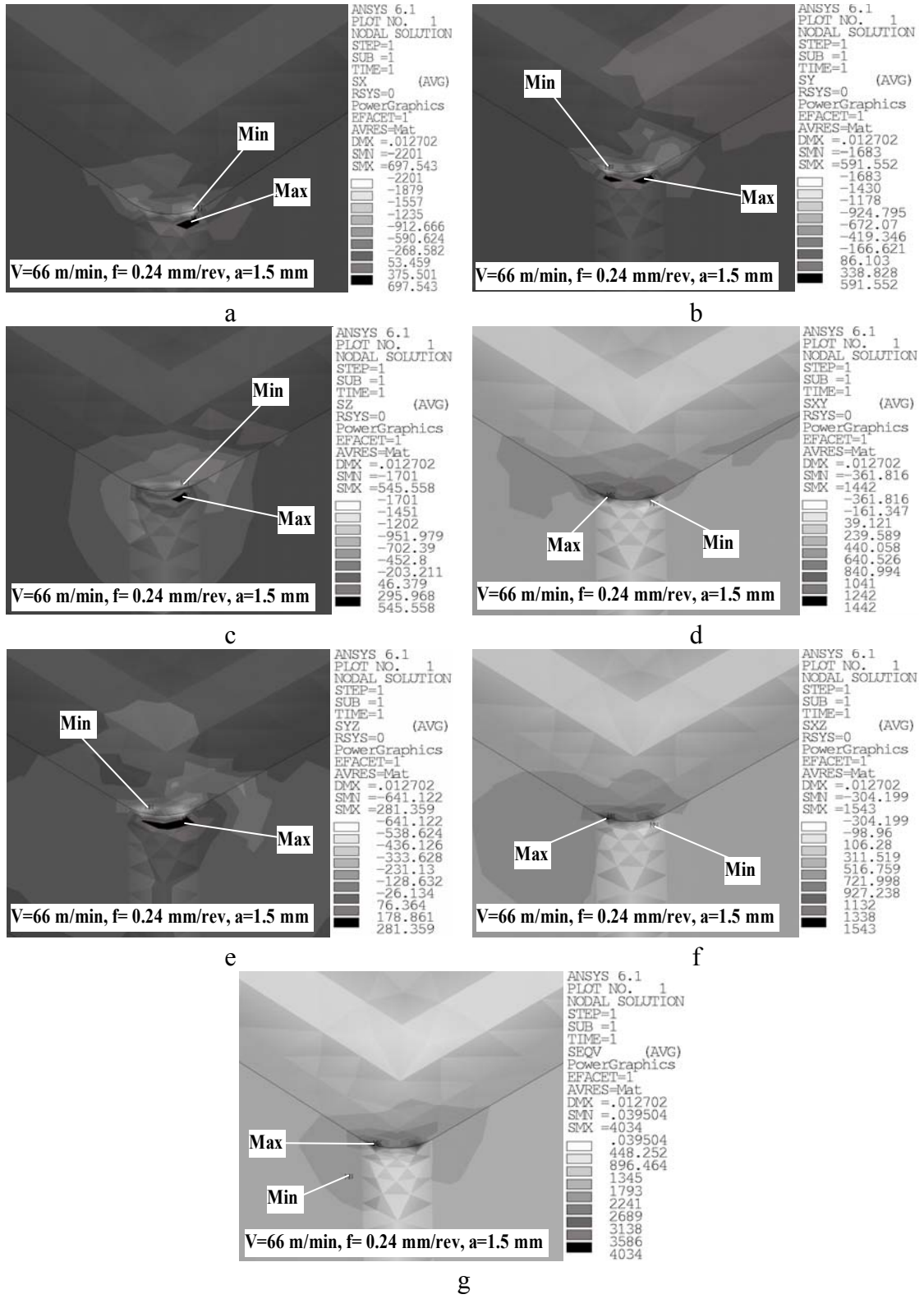
23 formu için elde edilen S_{EQV} gerilmeleri ile karşılaştırıldığında; QM formu için elde edilen S_{EQV} gerilmelerinin kısmen daha büyük olduğu söylenebilir (Şekil 6.46a ve b).

AISI 4320 ile karşılaştırıldığında, AISI 1040 iş parçası malzemesi için elde edilen gerilme bileşenleri daha büyük gerçekleşmektedir. Bu sebeple gerilme bileşenlerine ait ilgili gerilme dağılımlarının gösterilmesinde, AISI 1040 için yapılan analizler sonucunda belirlenen *en yüksek gerilme değerleri* kullanılmıştır. Gerçekleştirilen analizler neticesinde QM ve 23 talaş kırıcı formları için elde edilen gerilme dağılımları sırasıyla Şekil 6.47 ve Şekil 6.48’de gösterilmiştir.



Şekil 6.47. Talaş kırıcı formu QM için elde edilen gerilme dağılımları

a) S_X , b) S_Y , c) S_Z , d) S_{XY} , e) S_{YZ} , f) S_{XZ} , g) S_{EQV}



Şekil 6.48. Talaş kırıcı formu 23 için elde edilen gerilme dağılımları

a) S_X , b) S_Y , c) S_Z , d) S_{XY} , e) S_{YZ} , f) S_{XZ} , g) S_{EQV}

QM formu için elde edilen gerilme dağılımlarının talaşın kesici takıma temas ederek kıvrılmaya başladığı bölgede yoğunlaştığı dikkati çekmektedir (Şekil 6.47). QM formu için S_X ve S_Y gerilmeleri daha çok *basma* gerilmesi, S_Z ise *çekme* gerilmesi biçiminde olmak üzere; normal gerilmeler, talaşın kıvrılarak kesici takımdan uzaklaşmaya başladığı talaş kırıcı formunun gerisindeki açılı bölgede çok daha etkilidir (Şekil 6.47a–c). Normal gerilmeler açısından diğer kritik bölge ise kesici takım ile talaşın temasa başladığı talaş kırıcı formunun başlangıcındaki açılı yüzeyde yoğunlaşmaktadır (Şekil 6.47a–c). S_X normal gerilmesi yaklaşık olarak tüm talaş yüzeyinde etkili olmakla birlikte; talaşın kıvrılmaya başladığı talaş kırıcı formunun gerisindeki açılı yüzeyin bitiminde ve talaş yüzeyi üzerindeki yaklaşık $0,2 \times 0,2$ mm’lik bir alanda *basma* gerilmesi biçiminde; esas kesme kenarından yaklaşık $0,3 \sim 0,4$ mm ötedeki talaş kırıcı formunun başlangıcındaki açılı yüzeyde ise *çekme* gerilmesi biçiminde davranış sergilemektedir (Şekil 6.47a). S_Y normal gerilmesi de S_X gerilme dağılımına benzer bir dağılım sergilemekle birlikte; *basma* gerilmesinin $0,3 \times 0,5$ mm’lik kısmen daha büyük bir bölgede yoğunlaştığı ve S_X gerilmesinde olduğu gibi tüm talaş yüzeyinde etkili olduğu fark edilmiştir (Şekil 6.47b). S_Z gerilmesi ise diğer normal gerilme bileşenlerinin aksine talaş kırıcı formunun gerisinde *çekme* ve talaş kırıcı formunun başlangıcında da *basma* gerilmesi biçiminde dağılım sergilemekte; özellikle $1,5$ mm’lik talaş–takım temas uzunluğunda daha etkili olduğu görülmektedir (Şekil 6.47c). Esas ve yardımcı kesme kenarları üzerindeki S_Z etkisi, talaş yüzeyinin yaklaşık 2 mm altına kadar kısmen de olsa etki etmektedir.

S_{XY} , S_{YZ} ve S_{XZ} kayma gerilmesi bileşenlerinin dağılımı da aynı şekilde; talaşın kesici takıma temas ederek kıvrılmaya başladığı bölgede yoğunlaşmaktadır (Şekil 6.47d–f). Kayma gerilmesi bileşenlerinin daha çok talaşın kıvrılarak kesici takımdan uzaklaşmaya başladığı talaş kırıcı formunun gerisindeki açılı bölgede etkili olduğu; S_{XY} ve S_{XZ} için “+” işaretli, S_{YZ} için de “–” işaretli gerilmeler biçiminde bir davranış sergilediği görülmüştür (Şekil 6.47d–f). S_{XY} kayma gerilmesi talaş kırıcı formunun gerisindeki bölgenin talaş yüzeyine gelen kısmında ve talaş kırıcı formunun

gerisindeki açılı yüzeyin tabanında sırasıyla “+” ve “-” işaretli gerilmeler biçiminde etki etmektedir (Şekil 6.47d). S_{YZ} kayma gerilmesi için ise en büyük gerilmeler talaş kırıcı formunun gerisindeki açılı yüzeyin tabanında “-” işaretli gerilme biçiminde yoğunlaşmaktadır. Buna karşılık esas kesme kenarına yakın olan talaş kırıcı formunun başlangıcındaki açılı yüzeyde ve esas kesme kenarının hemen altında ise “+” işaretli S_{YZ} kayma gerilmesi biçiminde etkilidir (Şekil 6.47e). S_{XZ} kayma gerilmesi dağılımında da diğer kayma gerilmesi bileşenlerine benzer bir dağılım görülmekle birlikte; “-” işaretli S_{XZ} gerilmeleri, esas kesme kenarına yakın olan talaş kırıcı formunun tabanına doğru yaklaşmaktadır (Şekil 6.47f). Genel olarak bakıldığında, gerilmelerin yoğunlaştığı bölgeler dışında kalan kısımlarda kayma gerilmesi bileşenlerinin tamamı için de gerilmelerin “-” işaretli gerilme biçiminde davranış sergilediği dikkati çekmektedir.

Normal ve kayma gerilmesi bileşenlerine ait gerilme dağılımlarından da görüleceği üzere; QM talaş kırıcı formu için S_{EQV} von Mises gerilme dağılımı, talaşın kesici takıma temas ederek kıvrılmaya başladığı talaş kırıcı formunun gerisindeki bölgenin talaş yüzeyine gelen kısmında yoğunlaşmaktadır. Buna karşılık esas ve yardımcı kesme kenarlarının altındaki küçük bölgelerin ise kısmen de olsa küçük gerilmelere (en büyük S_{EQV} değerinin yaklaşık % 10’u) maruz kalacağı söylenebilir (Şekil 6.47g).

23 formu için elde edilen gerilme dağılımlarından, gerilmelerin daha çok iş parçası ile kesici ucun temasta olduğu kesici ucun yuvarlatma yarıçapı çevresinde yoğunlaştığı fark edilmiştir (Şekil 6.48).

Normal gerilme bileşenlerinin daha çok *basma* gerilmesi biçiminde davranış sergilediği gözlenmektedir (Şekil 6.48a–c). S_X gerilmesi talaş–takım temas alanının yaklaşık yarısında etkili olup; özellikle esas kesme kenarı ile yuvarlatma yarıçapının birleştiği bölgede en yüksek değerler almakta ve yuvarlatma yarıçapının altından başlayarak esas kesme kenarının hemen altındaki yaklaşık 1,5 mm’lik bölgede etkisini göstermektedir (Şekil 6.48a). S_Y gerilmesi ise talaş–takım temas uzunluğunun yaklaşık ilk 1 mm’sinde etkili görünmekte ve yardımcı kesme kenarı ile yuvarlatma

yarıçapının birleştiği bölgede en yüksek değerlere ulaşmakta ve S_X gerilmesine göre yuvarlatma yarıçapının altındaki daha büyük bir bölgede yoğunlaşmaktadır (Şekil 6.48b). S_Z 'de talaş-takım temas alanının yarısından fazlasından etkili olmakla birlikte; gerilmeler, aynı şekilde esas kesme kenarı ile yuvarlatma yarıçapının birleştiği bölgede en yüksek değerlere ulaşmakta, bunun yanında S_X gerilmesinde olduğu gibi, yuvarlatma yarıçapının hemen altındaki küçük bir bölgede etkisini sürdürmektedir (Şekil 6.48c). Ancak S_Z gerilmesi, S_X ve S_Y gerilmelerinden farklı olarak, kesici takım talaş yüzeyinden yaklaşık kesici uç kalınlığının yarısına kadar kısmen olsa etki etmektedir.

Kayma gerilmesi dağılımlarından, özellikle S_{XY} ve S_{XZ} gerilmelerinin S_{YZ} 'ye göre “+” işaretli gerilme biçiminde olmak üzere daha büyük değerlerde bir dağılım sergilediği, bunun yanında yardımcı kesme kenarı ile yuvarlatma yarıçapının birleştiği bölgede en yüksek değerlere ulaştığı gözlenmiştir (Şekil 6.48d–f). S_{XY} gerilmesi, yardımcı kesme kenarı ile yuvarlatma yarıçapının birleştiği bölgedeki noktasal boyuttaki çok küçük bir alan olmak üzere talaş-takım temas uzunluğunun yaklaşık yarısına kadar etki etmektedir (Şekil 6.48d). S_{YZ} gerilmesi ise değer olarak diğer kayma gerilmesi bileşenlerine göre daha küçük olmasına rağmen özellikle yuvarlatma yarıçapının üzerindeki ve altındaki yaklaşık toplam 1 mm'lik bir alan olmak üzere daha geniş bir bölgede etkilidir (Şekil 6.48e). S_{XZ} gerilme dağılımı ise S_{XY} gerilmesine benzer bir dağılım sergilemektedir (Şekil 6.48f).

S_{EQV} gerilme dağılımdan, gerilmenin iş parçası ile kesici uç temasının gerçekleştiği yardımcı kesme kenarı ile yuvarlatma yarıçapının birleştiği bölgedeki yaklaşık 0,4 mm'lik bir alanda en yüksek değerlere ulaştığı, bunun yanında esas kesme kenarı ile yuvarlatma yarıçapının birleştiği bölgenin de ikinci derecede öneme haiz olduğu gözlenmiştir (Şekil 6.48g).

Gerilme bileşenlerinin kesici uç aşınmasına etkileri

AISI 1040 ve AISI 4320 iş parçası malzemelerinin işlenmesinde kullanılan *PSBNR 2525M12* takım tutucu ile *SNMG 120408-QM* ve *SNMM 120408-23* talaş kırıcı kesici uçlara etki eden kesme kuvveti değerleri literatürden alınan Dhar ve arkadaşlarının çalışmasında [121] kesici takımda görülen aşınma tipleri ve bu aşınmaların yerleri hakkında detaylı bir bilgi bulunmamaktadır. Bu sebeple gerilme bileşenlerinin kesici uç aşınmasına etkileri, *ANSYS* ile elde edilen gerilme dağılımı bulguları kullanılarak incelenmiştir.

Yükleme durumu göz önüne alındığında (Bkz. Bölüm 5.2.4), F_f ve F_p kuvvetleri tüm talaş-takım temas alanı üzerindeki düğümlere (23 ve *QM* talaş kırıcı formları için sırasıyla 118 ve 818 düğüm) düğüm başına gelen kuvvet biçiminde ve F_c 'de esas kesme kenarı üzerinde en yüksek olacak şekilde talaş-takım temas alanı boyunca (her iki talaş kırıcı formu için kesme derinliğinin 1,5 mm olması sebebiyle 23 ve *QM* talaş kırıcı formları için talaş-takım temas uzunluğu 2,67 mm) üçgen yayılı yük biçiminde uygulanmıştır.

AISI 1040 ve AISI 4320 için her iki talaş kırıcı formundaki talaş kaldırma kuvveti (bileşke kuvvet, R), 0,24 mm/rev ilerleme ve 66 m/min kesme hızı şartlarında en yüksek değerlere ulaşmaktadır. Bunun sonucu olarak 0,24 mm/rev ilerleme ve 66 m/min kesme hızı şartlarında elde edilen gerilme değerleri de diğer kesme parametrelerindeki gerilme sonuçlarına göre çok daha yüksek gerçekleşmiştir.

Yapılan analizlerde, Dhar ve arkadaşlarının kesme kuvveti verileri kullanıldığından [121] ve özellikle AISI 1040 için ölçülen kesme kuvveti değerleri daha büyük olduğundan; AISI 4320 ile karşılaştırıldığında, AISI 1040 için elde edilen gerilme dağılımları daha büyük gerçekleşmiştir. Ancak AISI 1040 ve AISI 4320 iş parçası malzemelerinin işlenmesinde kullanılan kesiciler için elde edilen gerilme dağılımlarının çok büyük benzerlikler gösterdiği ve en yüksek gerilme değerlerinin gerçekleştiği yerlerin ise aynı olduğu fark edilmiştir. Bu sebeple gerilme bileşenleri

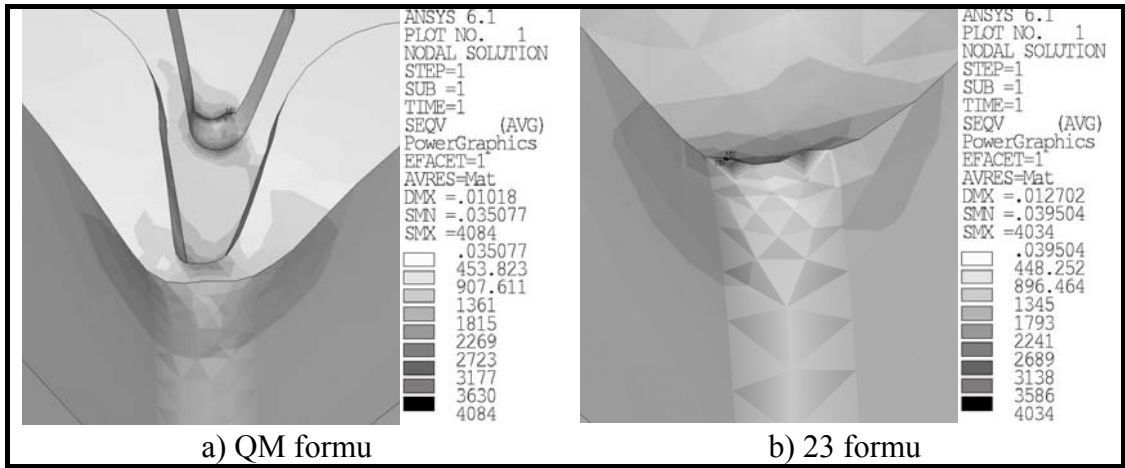
ile muhtemel kesici takım aşınmaları arasındaki ilişkilerin yorumlanmasında AISI 1040 için elde edilen gerilme dağılımları kullanılmıştır.

Genelde normal gerilme bileşenlerinin kayma gerilmesi bileşenlerine oranla daha yüksek gerçekleştiği söylenebilir. İlerleme kuvvetinin Şekil 5.15b’de gösterilen koordinat sistemine göre $+x$ yönünde uygulanması sonucu S_x gerilmelerinin davranışı *basma gerilmesi* şeklindedir.

İş parçasının dönüş yönü ile talaşın akış yönü sebebiyle S_{xy} ve S_{xz} kayma gerilmesi bileşenlerinin “+” işaretli ve S_{yz} ’nin ise “-” işaretli gerilmeler biçiminde daha etkili oldukları gözlenmiştir. Gerilme dağılımlarının ise normal gerilme dağılımına benzer bir şekilde; *QM* formu için talaşın kesici takıma temas ederek kıvrılmaya başladığı talaş kırıcı formunun gerisindeki bölgenin talaş yüzeyine gelen kısmında, 23 formu için de iş parçası ile kesici uç temasının gerçekleştiği yardımcı kesme kenarı ile yuvarlatma yarıçapının birleştiği bölgede yoğunlaştığı tespit edilmiştir.

Yapılan analizler neticesinde kesici ucun aşınması/kırılması açısından kayma gerilmelerine oranla S_x , S_y ve S_z normal gerilmelerinin daha etkili olduğu fark edilmiştir. Normal gerilmelerin en yüksek değerleri için elde edilen gerilme dağılımlarından; *QM* formu için özellikle talaşın kesici takıma temas ederek kıvrılmaya başladığı talaş kırıcı formunun gerisindeki bölgenin talaş yüzeyine gelen kısmında ve esas kesme kenarına yakın olan talaş kırıcı formunun başlangıcındaki açılı yüzeyde, 23 formu için de iş parçası ile kesici uç temasının gerçekleştiği yardımcı kesme kenarı ile yuvarlatma yarıçapının birleştiği bölgede gerilmelerin çok etkili olması sebebiyle aşınmaların olabileceği söylenebilir. Şekil 6.49’da 66 m/min kesme hızı ve 0,24 mm/rev ilerleme şartlarında *QM* formu (Şekil 6.47g) ve 23 formu (Şekil 6.48g) için elde edilen en yüksek S_{EQV} von Mises gerilmelerine maruz kalan kesici uçlardaki deformasyon 100 kat büyütülerek gösterilmiştir.

QM ve 23 talaş kırıcı kesici uçlar için sonlu elemanlar metoduna dayalı olarak gerçekleştirilen *ANSYS* gerilme dağılımı sonuçlarından; kesici uçlarda görülebilecek aşınmaların daha çok krater aşınması ve yanak aşınması biçiminde gerçekleşeceği düşünülmektedir. Buna göre, QM formu için talaşın kesici takıma temas ederek kıvrılmaya başladığı talaş kırıcı formunun gerisindeki bölgede krater aşınması ve özellikle esas kesme kenarına yakın olan talaş kırıcı formunun başlangıcındaki açılı yüzeyde oluşan gerilmeler sebebiyle de yuvarlatma yarıçapı çevresinde yanak aşınması ve 23 formu için de daha çok yuvarlatma yarıçapı çevresinde yanak aşınmasının gerçekleşeceği düşünülmektedir.



Şekil 6.49. Talaş kırıcı formlarında görülen deformasyon

6.3. Model Sonuçları

6.3.1. Esas kesme kuvveti modeli

Bölüm 5.3.1, Eş. 5.3'te belirtilen her bir iş parçası–kesici takım çiftine bağlı r , s ve t üs değerleri ile C sabitleri, Eş. 5.9'un her bir iş parçası malzemesi ve kesici takım çifti için çözülmesiyle bulunmuştur.

Buna göre;

- Inconel 718 & CSNR 2525 M12S/SNGN 120712 T01020,
- AISI 1117 & SSBCR 2525 M12/SCMW 12M508,
- Inconel 718 & PCLNR 2525 M12/CNMA 120404,
- AISI 1040 & PSBNR 2525 M12/SNMG 120408-26 & SNMM 120408-TTS,
- AISI 4320 & PSBNR 2525 M12/SNMG 120408-26 & SNMM 120408-TTS

iş parçası–kesici takım çiftleri için ayrı ayrı C , r , s ve t değerleri hesaplanmıştır. Esas kesme kuvveti için geliştirilen modele göre her bir iş parçası–kesici takım çifti için elde edilen değişkenler Çizelge 6.1’de gösterilmiştir.

Çizelge 6.1. Esas kesme kuvveti için geliştirilen modele göre her bir iş parçası–kesici takım çifti için elde edilen eşitlik sabitleri

İş parçası malzemesi	Kesici takım		$(F_C = C \times V^r \times f^s \times a^t)^*$			
	Takım tutucu	Kesici uç	C	r	s	t
Inconel 718	CSNR2525M12S	SNGN120712T01020	1984,405	-0,0623	0,6457	0,8540
Inconel 718	PCLNR2525M12	CNMA120404	3814,147	-0,0967	0,7591	1,049
AISI 1117	SSBCR2525M12	SCMW12M508	2311,998	-0,1599	0,6869	1,4124
AISI 1040	PSBNR2525M12	SNMG120408-26 SNMM120408-TTS	186,079	-0,4191	0,7752	11,4930
AISI 4320	PSBNR2525M12	SNMG120408-26 SNMM120408-TTS	217,234	-0,2413	0,7348	8,7081
* F_C (N); V (m/min); f (mm/rev); a (mm)						

Çizelge 6.2’de her bir iş parçası malzemesi ve kesici takım çifti için ölçülen esas kesme kuvveti ile geliştirilen modelle hesaplanan esas kesme kuvveti arasındaki ortalama hata değerleri ve geliştirilen regresyon modelindeki gözlem değerlerinin hazırlanan modele uygunluğunun kontrolü için kullanılan belirlilik katsayıları (R^2) gösterilmiştir.

İş parçası–kesici takım çiftleri için geliştirilen esas kesme kuvveti model parametrelerine (r , s ve t üs değerleri ile C sabitleri) dayalı olarak yapılan

hesaplamalar sonucunda; tüm iş parçası–kesici takım çiftleri için gerçekleşen hataların, $\pm \% 10$ 'luk hata sınırları (ölçülen esas kesme kuvvetinin $\pm \% 10$ 'u) içerisinde kaldığı dikkati çekmektedir (Çizelge 6.2). AISI 1117&SSBCR 2525 M12/SCMW 12M5 iş parçası–kesici takım çifti dışındaki iş parçası–kesici takım çiftleri için ise $\pm \% 5$ 'ten daha az hataların gerçekleştiği söylenebilir. R^2 değerlerinin ise AISI 4320 dışındaki iş parçası malzemeleri için yaklaşık 0,97~0,98 civarında olduğu; buna karşılık AISI 4320 için de 0,95 seviyelerinde gerçekleştiği görülmüştür (Çizelge 6.2).

Çizelge 6.2. İş parçası malzemesi ve kesici takım çifti için geliştirilen modelleme sonucunda oluşan hata ortalamaları ve R^2 değerleri

İş parçası malzemesi	Kesici takım		Hata Ort. ($\pm \%$)	R^2
	Takım tutucu	Kesici uç		
Inconel 718	CSRNR2525M12S	SNGN120712T01020	3,873	0,9832
AISI 1117	SSBCR2525M12	SCMW12M508	8,635	0,9707
AISI 1040	PSBNR2525M12	SNMG120408-26 SNMM120408-TTS	2,550	0,9834
AISI 4320	PSBNR2525M12	SNMG120408-26 SNMM120408-TTS	3,294	0,9534
Inconel 718	PCLNR2525M12	CNMA120404	4,564	0,9867

Her bir iş parçası malzemesi ve kesici takım çifti için elde edilen ölçülen ve modellenen kuvvet dağılımları arasındaki ilişkiler, esas kesme kuvvetinin $\pm \% 10$ 'luk hata sınırları ile birlikte EK 3'te (Bkz. EK 3, Şekil 3.1–Şekil 3.5) verilmiştir.

Genel olarak bakıldığında ortalama hata değerlerinde olduğu gibi (Çizelge 6.2); her bir iş parçası–kesici takım çifti için kesme hızı, ilerleme ve kesme derinliği gibi kesme parametrelerine bağlı olarak geliştirilen model yardımıyla elde edilen esas kesme kuvveti değerlerinin, ölçülen esas kesme kuvveti değerlerinin $\pm \% 10$ 'u içerisinde kaldığı dikkati çekmektedir (Bkz. EK 3, Şekil 3.1–Şekil 3.5).

6.3.2. Gerilme bileşenleri modeli

Bölüm 5.3.2, Eş. 5.10’da belirtilen iş parçası–kesici takım çiftine bağlı p , q , u ve w üs değerleri ile iş parçası–kesici takım çiftine bağlı gerilme bileşeni sabitleri (c); Eş. 5.10’un her bir iş parçası malzemesi ve kesici takım çifti için çözülmesiyle bulunmuştur. Buna göre; Inconel 718 & CSRNR 2525 M12S/SNGN 120712 T01020 ve AISI 1117 & SSBCR 2525 M12/SCMW 12M508 iş parçası–kesici takım çiftleri için *ANSYS* gerilme bileşeni sonuçlarını kullanmak suretiyle, her bir iş parçası–kesici takım çifti için; S_x , S_y ve S_z çekme ve basma normal gerilme bileşenleri; S_{xy} , S_{yz} ve S_{xz} “+” ve “-” işaretli kayma gerilmesi bileşenleri ve S_{EQV} von Mises gerilmelerinin her biri için ayrı ayrı hesaplamalar yapılmıştır. Hesaplamalar sonucunda geliştirilen gerilme bileşeni modelinde kullanılan p , q , u ve w üs değerleri ile c sabitleri Çizelge 6.3’te gösterilmiştir.

Hesaplamalarda tüm gerilme bileşenleri için gerilmeler, “+” işaretli olarak kabul edilmiş ve dolayısıyla tüm c sabitleri de “+” işaretli gerçekleşmiştir. Ancak, *ANSYS*’te maksimum ve minimum gerilmelerin sırasıyla “+” ve “-” işareti ile gösterilmesi sebebiyle; maksimum gerilmelerin (yani normal gerilmeler için çekme gerilmesi) c sabitleri yine “+” işaretli, minimum gerilmelerin (yani normal gerilmeler için basma gerilmesi) c sabitleri ise “-” işaretli olacak şekilde düzenleme yapılmıştır. Dolayısıyla ilgili gerilme bileşeninin maksimum veya minimum gerilme olması durumunu, c sabitinin işareti sağlamaktadır.

Çizelge 6.4’te Inconel 718 & CSRNR 2525 M12S/SNGN 120712 T01020 ve AISI 1117 & SSBCR 2525 M12/SCMW 12M508 iş parçası–kesici takım çiftleri için *ANSYS* yardımıyla elde edilen gerilme sonuçları ile geliştirilen modelle hesaplanan gerilme bileşeni sonuçları arasındaki ortalama hata değerleri ve geliştirilen regresyon

Çizelge 6.4. İş parçası malzemesi ve kesici takım çifti için geliştirilen gerilme modeline göre oluşan hata ortalamaları ve R^2 değerleri

İş parçası malzemesi	Kesici uç	Gerilme Bileşeni	Hata Ortalaması ($\pm$ %)	R^2
Inconel 718	SNGN120712T01020 (KYON 4300)	S_X (çekme)	0,460	0,9996
		S_Y (çekme)	8,229	0,7905
		S_Z (çekme)	1,901	0,9849
		S_{XY} (+ işaretli)	1,939	0,9772
		S_{YZ} (+ işaretli)	8,044	0,8694
		S_{XZ} (+ işaretli)	0,711	0,9955
		S_{EQV}	1,052	0,9925
		S_X (basma)	1,558	0,9824
		S_Y (basma)	1,240	0,9849
		S_Z (basma)	5,082	0,7823
		S_{XY} (- işaretli)	0,371	0,9993
		S_{YZ} (- işaretli)	1,422	0,9809
		S_{XZ} (- işaretli)	0,975	0,9913
AISI 1117	SCMW12M508 (P 20 grade)	S_X (çekme)	0,244	0,9999
		S_Y (çekme)	0,492	0,9995
		S_Z (çekme)	5,393	0,9671
		S_{XY} (+ işaretli)	1,444	0,9942
		S_{YZ} (+ işaretli)	0,073	0,9999
		S_{XZ} (+ işaretli)	7,331	0,9048
		S_{EQV}	1,140	0,9977
		S_X (basma)	0,063	1,0000
		S_Y (basma)	1,329	0,9959
		S_Z (basma)	6,530	0,9121
		S_{XY} (- işaretli)	0,699	0,9988
		S_{YZ} (- işaretli)	3,117	0,3758
		S_{XZ} (- işaretli)	0,072	0,9577

Geliştirilen gerilme bileşeni model parametrelerine (c , p , q , u , w) dayalı olarak, iş parçası–kesici takım çiftleri için yapılan hesaplamalar sonucunda; tüm iş parçası–kesici takım çiftleri için gerçekleşen hataların, $\pm$ % 10'luk hata sınırları (ANSYS yardımıyla bulunan gerilme sonuçlarının $\pm$ % 10'u) içerisinde kaldığı, hatta bazı gerilme bileşenlerinde ise hataların $\pm$ % 5'ten daha az gerçekleştiği dikkati çekmektedir (Çizelge 6.4). R^2 değerlerinin genelde yaklaşık 0,98~0,99 civarında olduğu, buna karşılık SNGN formundaki uç için + işaretli S_Y ve S_{YZ} ile – işaretli S_Z

gerilmelerinde 0,78~0,87 ve SCMW formundaki uç için ise – işaretli S_{YZ} gerilmesinde 0,38 seviyelerinde gerçekleştiği görülmüştür (Çizelge 6.4). Ancak SCMW formundaki – işaretli S_{YZ} gerilmesi için R^2 değeri çok düşük olmasına rağmen; gerçekleşen hatalar, *ANSYS* gerilme sonuçlarının $\pm$ % 3'ü seviyelerinde oluşmaktadır.

EK 3, Şekil 3.6–Şekil 3.12 ve Şekil 3.13–Şekil 3.19'da sırasıyla Inconel 718 & CSRN 2525 M12S/SNGN 120712 T01020 ve AISI 1117 & SSBCR 2525 M12/SCMW 12M508 iş parçası–kesici takım çiftleri için elde edilen gerilme bileşeni dağılımları, *ANSYS* gerilme sonuçlarının $\pm$ % 10'luk hata sınırları ile birlikte verilmiştir (Bkz. EK 3, Şekil 3.6–Şekil 3.19).

7. SONUÇ VE DEĞERLENDİRME

Bu çalışmada; değişik iş parçası malzemelerinin farklı kesici takımlar kullanılmak suretiyle talaş kaldırma sırasında oluşan kesme kuvvetleri kesme deneyleri yardımıyla ölçülmüş ve belirlenen kesme kuvvetlerinin kesici takım üzerindeki etkileri, sonlu elemanlar metoduna dayalı olarak *ANSYS* yazılımı kullanılarak analiz edilmiştir. Kesme deneyleriyle ölçülen her bir iş parçası malzemesi için esas kesme kuvveti verileri kullanılarak, esas kesme kuvveti için matematiksel bir model geliştirilmiştir. Kesme kuvvetleri etkisiyle kesici takımda oluşan gerilme bileşenleri ise *ANSYS* yazılımıyla elde edilen gerilme değerleri referans alınarak her bir gerilme bileşeni için de uygulanabilir birer matematiksel model oluşturulmuştur. Çalışma sonucunda elde edilen önemli sonuçlar aşağıda özetlenmiştir:

Tüm kesme hızları için kesme derinliği ve ilerleme değerindeki artışa paralel olarak artan kesme kuvvetleri sebebiyle tüm gerilme bileşenlerinde de yükselmelerin olduğu dikkati çekmektedir.

Inconel 718 iş parçası, CSNR 2525M12 takım tutucu ve SNGN 120712 (KYON 4300) seramik kesici uç için 0,125 mm/rev'e ilerlemeye kadar kesme hızındaki artışla birlikte gerilmeler azalma eğilimi göstermektedir. Kesici uçtaki pah sebebiyle özellikle ilerleme yönünde iş parçası ile kesicinin temasta olduğu esas kesici kenar boyunca çok yüksek normal gerilmeler gerçekleşmektedir. Talaş-takım temas uzunluğunun başlangıcında ve özellikle burun yarıçapı çevresindeki pah üzerinde gerilmeler en yüksek değerlere ulaşmaktadır. Kayma gerilmeleri, kesme yönünde ve ilerlemenin aksi yönünde etki göstermektedir. Kesme kuvvetlerindeki değişimler özellikle normal gerilmeler üzerinde belirgin bir etkiye sahiptir. Gerilme dağılımları kesme derinliğine oldukça duyarlıdır. Kesme derinliği 2 mm için S_{EQV} gerilmelerinin; esas kesme kenarı üzerindeki kesme derinliği mesafesinde, 1 mm kesme derinliğinde ise gerilmenin en yüksek değerinin iş parçası ile kesici ucun temasının başladığı burun yarıçapındaki pah üzerinde olduğu dikkat çekmektedir. Gerilme değerlerine göre seramik kesici ucun aşınması/kırılması açısından özellikle ilerleme ve pasif

kuvvet doğrultusundaki normal gerilmeler ile talaş akışı doğrultusundaki kayma gerilmelerinin daha etkili olduğu söylenebilir. ANSYS gerilme sonuçları, kesme deneyleri sırasında kesici uçlarda görülen aşınma tipleri ve aşınma yerleri hakkında çok gerçekçi bilgiler vermektedir. Buna göre 2 mm kesme derinliği için esas kesme kenarı üzerindeki kesme derinliği mesafesi ve 1 mm kesme derinliği için de iş parçası ile kesici uç temasının başladığı yardımcı kesme kenarının başlangıcı kesici uç aşınması açısından en kritik bölgelerdir. Her iki kesme derinliğinde de geniş sürtünme yüzeyi sebebiyle kesici uçtaki pah büyük gerilmelere maruz kalmaktadır.

AISI 1117 iş parçası, SSBCR 2525M12 ve SCMW 12M508 (P 20 grade) kesici takımlarında normal gerilmeler özellikle esas kesme kenarının başlangıcındaki burun yarıçapının bitiş noktasında olmak üzere burun yarıçapından içeriye doğru yaklaşık 0,2 mm'lik bir bölgede daha ziyade *basma* gerilmesi biçiminde bir davranış sergilemektedir. Kayma gerilmeleri daha çok esas kesme kenarının başlangıcındaki burun yarıçapının bitiş noktasında olmak üzere talaş yüzeyinde ve burun yarıçapı ile esas kesme kenarının hemen altında yoğunlaşmaktadır. Kesme kuvveti bileşenlerinin düşük kesme hızları ve özellikle yüksek ilerlemelerde en yüksek değerlere ulaşması sebebiyle; kesici takım, düşük kesme hızları ve yüksek ilerlemelerde çok büyük gerilmelere maruz kalmaktadır. Kesici ucun aşınması/kırılması açısından kayma gerilmelerine oranla normal gerilmelerin daha etkilidir. Bu sebeple; özellikle talaş-takım temasının başlangıcındaki yaklaşık 1~1,5 mm'lik bölümde gerilmelerin çok etkili olması sebebiyle esas kesme kenarında ve talaş yüzeyinde aşınmaların olabileceği söylenebilir.

PCLNR 2525M12 ve CNMA 120404 (H13A grade) kesici takımlarıyla Inconel 718 iş parçasının işlenmesi sırasında kesme hızındaki artışla birlikte 0,5 ve 1 mm kesme derinliği için 0,2 mm/rev ilerlemeye kadar normal gerilmeler azalma eğilimi gösterirken; 0,3 mm/rev ilerlemede ise gerilmelerin yükselme eğilimindedir. Normal gerilmeler, esas kesme kenarının başlangıcındaki burun yarıçapının bitiş noktasından başlayarak tüm talaş yüzeyinde *basma* gerilmesi biçiminde ve burun yarıçapı ile esas kesme kenarının hemen altında ise *çekme* gerilmesi biçiminde gerçekleşmektedir.

Normal gerilmeler özellikle talaş-takım temas uzunluğunun yaklaşık 1~1,5 mm'lik bölümünde daha etkili görünmektedir. Kesme şartlarının gittikçe ağırlaşmasıyla özellikle 69 m/min kesme hızı, 0,3 mm/rev ilerleme ve 1 mm kesme derinliği şartlarında, kesici uç burun yarıçapı ile yardımcı kesme kenarı üzerindeki oldukça yüksek kayma gerilmeleri oluşmaktadır. Kesici uç burun yarıçapı altındaki bölge ise kayma gerilmeleri açısından en kritik bölgedir. S_{EQV} gerilmeleri ise özellikle kesici ucun talaş yüzeyindeki yaklaşık 0,7 mm'lik bölgede yoğunlaşmakla birlikte 1 mm kesme derinliğine oranla 0,5 mm kesme derinliğinde çok daha etkilidir. S_{EQV} gerilme dağılımı özellikle burun yarıçapının yaklaşık 0,4 mm altına kadar etkilidir. Kesici ucun aşınması/kırılması açısından kayma gerilmelerine oranla normal gerilmeler daha etkili görülmektedir. Bu sebeple; kesici uçlarda görülebilecek aşınmaların daha çok yardımcı kesme kenarı ile burun yarıçapının birleştiği yerde ve özellikle kesici ucun iş parçasıyla temasta olduğu bölümde gerçekleşeceği düşünülmektedir.

Inconel 718'in işlenmesinde kullanılan seramik kesicide oluşan gerilme dağılımı sonuçlarıyla karşılaştırıldığında; *PCLNR 2525M12* takım tutucu ve *CNMA 120404 (H13A grade)* kesici takımları çok büyük gerilmelere maruz kalmaktadır. *PCLNR.../CNMA...* kesici takımları için kesicinin ilerleme yönü doğrultusundaki talaş-takım temas alanı gerisinde kalan bölgenin, *CSRNR.../SNGN...* kesici takıma göre çok küçük olması ve özellikle ölçülen esas kesme kuvveti değerlerinin çok yüksek olması sebebiyle, kesici uçta daha büyük gerilmelerin gerçekleştiği düşünülmektedir. Ayrıca, kesici uçtaki gerilme dağılımı da kullanılan takım tutucu ve dolayısıyla da kesicinin iş parçasına olan yanaşma açısı ile kesici ucun profili açısından da oldukça önemli değişkenlikler arz etmektedir.

AISI 1040 ve *AISI 4320* iş parçası malzemeleri için *PSBNR 2525M12* takım tutucu ile *SNMG 120408-QM (P 30 grade)* ve *SNMM 120408-23 (P 30 grade)* kesici uçları kullanılarak talaş kırıcı formunun kesici takımda oluşan gerilmelere etkisi ise incelenmiştir. *QM* formu için elde edilen gerilme dağılımlarının talaşın kesici takıma temas ederek kıvrılmaya başladığı bölgede yoğunlaştığı dikkati çekmektedir. Gerilmeler açısından bir diğer kritik bölge ise talaş kırıcı formunun gerisindeki

bölgedir. Kesici takımın ilerleme ve eksenel doğrultularındaki normal gerilmeler daha ziyade *basma* gerilmesi biçiminde davranış sergilemektedir. Talaş kırıcı formu 23 için elde edilen gerilme dağılımlarından da gerilmelerin daha çok iş parçası ile kesici ucun temasta olduğu kesici ucun yuvarlatma yarıçapı çevresinde yoğunlaştığı fark edilmiştir. Yapılan analizler neticesinde kesici ucun aşınması/kırılması açısından *QM* formu için özellikle talaşın kesici takıma temas ederek kıvrılmaya başladığı talaş kırıcı formunun gerisindeki bölgenin talaş yüzeyine gelen kısmında ve esas kesme kenarına yakın olan talaş kırıcı formunun başlangıcındaki açılı yüzeyde, 23 formu için de iş parçası ile kesici uç temasının gerçekleştiği yardımcı kesme kenarı ile yuvarlatma yarıçapının birleştiği bölgede gerilmelerin çok etkili olması sebebiyle aşınmaların olabileceği söylenebilir. Buna göre, *QM* ve 23 talaş kırıcılı kesici uçlarda görülebilecek aşınmaların daha ziyade krater aşınması ve yanak aşınması biçiminde gerçekleşeceği düşünülmektedir. Her iki iş parçası için en büyük gerilmeler *QM* talaş kırıcı formunda 66 m/min kesme hızı ve 0,24 mm/rev ilerleme şartlarında elde edilmiştir. Dolayısıyla talaş kırıcı formunun daha kompleks bir yapıya sahip olması halinde daha yüksek gerilmelere maruz kalacağı söylenebilir.

Kesici takımlarda görülen aşınma durumlarıyla ilgili olarak; talaş-takım temas alanına göre uygulanan yükleme durumunun aşınmanın gerçekleşeceği yerin önceden belirlenebilmesi açısından gerçekçi sonuçlar verdiği gözlenmiştir.

İş parçası-kesici takım çiftleri için geliştirilen esas kesme kuvveti modeline göre yapılan hesaplamalar sonucunda; tüm iş parçası-kesici takım çiftleri için gerçekleşen hataların, $\pm$ % 10'dan daha az olduğu dikkati çekmektedir.

Geliştirilen gerilme bileşeni modeline dayalı olarak, iş parçası-kesici takım çiftleri için yapılan hesaplamalar sonucunda ise tüm iş parçası-kesici takım çiftleri için gerçekleşen hataların, $\pm$ % 10'luk hata sınırları içerisinde kaldığı, hatta bazı gerilme bileşenlerinde ise hataların $\pm$ % 5'ten daha az gerçekleştiği gözlenmiştir.

Kesme deneyleriyle ölçülen ve geliştirilen modellerle hesaplanan esas kesme kuvvetleri ile *ANSYS* yardımıyla elde edilen gerilme sonuçları ile geliştirilen modellerle hesaplanan gerilme bileşenleri arasında çok yakın ilişkiler belirlenmiş ve geliştirilen modellerin pratik uygulamalarda kullanılabileceği görülmüştür.

Kesici uçtaki mekanik gerilmelerin incelendiği bu çalışma konusuyla ilgili olarak bundan sonra yapılacak çalışmalara ışık tutması bakımından aşağıdaki öneriler dikkate alınabilir:

- Kesici ucun takım tutucuya bağlandığı oturma yüzeylerinde oluşan gerilmeler ve hatalı bağlamanın sonuçları araştırılabilir.
- Çeşitli talaş kırıcı formlarının kesici takım aşınmaları üzerindeki etkileri incelenebilir.
- Dış yüzey tornalama işlemi dışında kanal açma, vida çekme vb. işlemlerde kesici takımlarda oluşan gerilmeler ve aşınma davranışları incelenerek çalışma alanı daha geniş ve kapsamlı bir hale getirilebilir.
- Talaş–takım teması, kesicide oluşan kesme kuvvetleri ve yükleme durumu dikkate alınarak yeni talaş kırıcı formları için tasarımlar uygulanabilir.
- Kesme kuvvetleri ve kesici takımlarda oluşan gerilmeler için geliştirilen modeller genişletilerek, değişik iş parçası–kesici takım çiftleri için farklı kesme şartlarında rahatlıkla kullanılabilecek şekilde bir bilgi bankası oluşturulabilir.
- FEM’e dayalı olarak kesme kuvvetlerindeki aşırı dalgalanmalardan kaynaklanan kesici takım titreşimleri incelenebilir.
- 2B gerilme analizleri yapılarak, kesici takımlarda oluşan gerilmeler ve aşınma davranışlarının daha hızlı ve kolay bir biçimde yapılabilirliği araştırılabilir.

KAYNAKLAR

1. Şeker, U., “Takım tasarımı ders notları”, *Gazi Üniversitesi Teknik Eğitim Fakültesi*, Ankara, 5–11, 33–44, 47–72 (1997)
2. Piispanen, V., “Lastunmuodostumisen Teoriaa”, *Teknillinen Aikakauslehti*, 27: 315–322 (1937)
3. Merchant, M.E., “Mechanics of the cutting process”, *Journal of Applied Physics*, 16: 267–318 (1945)
4. Kobayashi, S. And Thomsen, E.G., “Some observation of the shearing process in metal cutting”, Transactions ASME Series B, *Journal of Eng. for Industry*, 81: 251–262 (1959)
5. Palmer, W.B. And Oxley, P.L.B., “Mechanics of orthogonal machining”, *Proc. Inst. Mech. Engrs.*, 173: 623–638 (1959)
6. Okushima, K. And Hitomi, K., “An Analysis of the mechanism of orthogonal cutting and its application to discontinuous chip formation”, Transactions ASME Series B, *Journal of Eng. for Industry*, 83: 545–556 (1961)
7. Usta, M., “Finite element analysis of orthogonal metal cutting operations”, PhD Thesis, *Ortadoğu Teknik Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü*, Ankara, 13–59, 93–107 (1999)
8. Lee, E.H. And Schaffer, B.W., “The theory of plasticity applied to a problem of machining”, ASME, *Journal of Applied Mechanics*, 73: 405–413 (1951)
9. Shaw, M.C., Cook, N.C. And Finnie, I., “Shear angle relationship in metal cutting”, *Trans. Amer. Soc. Mech. Engrs.*, 75: 273–283 (1953)
10. Oxley, P.L.B., “A strain hardening solution for the shear angle in orthogonal metal cutting”, *Inter. Journal of Mechanical Sciences*, 3: 68 (1951)
11. Colding, B.N., “A yield criterion applied to the shear angle relationship”, *Microtecnic*, 14: 47–60 (1960)
12. Sata, T., “Recent developments concerning cutting mechanics”, *Inter. Production Engineering Research Conference*, 18–25 (1963)
13. Hill, R., “The mechanics of machining: A new approach”, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 3: 47–53 (1954)
14. Takeyama, H. And Usui, E., “A photoelastic analysis of machining stresses”, Trans. ASME Series B, *Journal of Eng. for Industry*, 82: 303–308 (1960)

15. Zorev, N.N., "Inter-relationship between shear processes occurring along tool face and shear plane in metal cutting", *Inter. Research in Production Eng.*, ASME, New York, 42–49 (1963)
16. Wallace, P.W. And Boothroyd, O., "Tool forces and tool–chip friction orthogonal machining", *Journal of Mech. Eng. Science*, 6: 74–87 (1964)
17. Bridgman, P.W., "Flow phenomena in heavily stressed metals", *Journal of Applied Physics*, 8: 328–336 (1937)
18. Bridgman, P.W., "On torsion combined with compression", *Journal of Applied Physics*, 14: 273–283 (1943)
19. Crossland, B., "The effect of fluid pressure on the shear properties of metals", *Proc. Industrial Mech. Engineers*, 168: 935–946 (1954)
20. Backer, W.R., Marhsall, E.R. And Shaw, M.C., "The size effect in metal cutting", *Transactions ASME*, 74: 61–72 (1952)
21. Shaw, M.C. And Finnie, I., "The shear stresses in metal cutting", *Transactions ASME*, 77: 115–125 (1955)
22. Armarego E.J.A. And Brown, R.H., "On size effect in metal cutting", *Inter. Journal of Production Research*, 1 (3): 75–99 (1962)
23. McKenzie, W.M., "Failure mechanics in wood cutting", *Proc. of 1st Tewksbury Symposium*, Faculty of Engineering, University of Melbourne, 430 (1956)
24. Cottrell, A.H., "Conference on the properties of metal at high rates of strain", London, *Institute of Mechanical Engineers*, 214 (1957)
25. Ernst, H. And Merchant, M.E., "Chip formation, friction and finish", *Cincinnati Milling Machine Company*, Ohio, Aug., 24 (1941)
26. Black, J.T. And Huang, J.M., "Shear strain model in metal cutting", ASME, *Manufacturing Sci. and Eng.*, 2–3: 283–302 (1995)
27. Wince, J.N., "Modeling chip formation in orthogonal metal cutting using finite element analysis", Msc. Thesis, *Mississippi State University Mechanical Eng. in the Department of Engineering*, Mississippi, USA, 24–33 (2002)
28. Lee, D., "The effect of cutting speed on chip formation under orthogonal machining", *Journal of Eng. for Industry*, Transactions ASME, 107: 55–63 (1985)
29. Strenkowski, J.S. And Carroll, J.T., "A finite element model of orthogonal cutting", *Journal Eng. for Industry*, 107: 349–354 (1985)

30. Strenkowski, J.S. And Mitchum, G.L., "An improved finite element model of orthogonal cutting", *Proceedings of the North American Manufacturing Research Conference*, Bethlehem, Pennsylvania, 506–509 (1987)
31. Komvopoulos, K. And Erpenbeck, S.A., "Finite element of ortogonal metal cutting", *Journal of Eng. for Industry*, 113: 253–267 (1991)
32. Ueda, K. And Manabe, K., "Chip formation mechanism in microcutting of an amorphous metal", *Annals of the CIRP*, 41: 129–132 (1992)
33. Shih, A. And Yang, H.T.Y., "Experimental and finite element predictions of residual stresses due to orthogonal metal cutting", *Inter. Journal for Numerical Methods in Eng.*, 36: 1487–1507 (1993)
34. Shih, A., "Finite element simulation of orthogonal metal cutting", *Journal of Eng. for Industry*, 117: 84–93 (1995)
35. Strenkowski, J.S. And Moon, K.J., "Finite element prediction of chip geometry and tool/workpiece temperature", *Journal of Eng. for Industry*, 112: 313–318 (1990)
36. Ahmad, M.M., Draper, W.A. And Derricut, R.T., "An application of the finite element to the prediction cutting tool performance", *Int. Journal of Machine Tools and Manuf.*, 29: 197–206 (1989)
37. Tyan, T. And Yang, W.H., "Analysis of orthogonal metal cutting process", *Int. Journal for Numerical Methods in Eng.*, 34: 365–389 (1992)
38. Muraka, P.D., Barrow, G. And Hindua, S., "Influence of the process variable on the temperature distribution in orthogonal machining using finite element method", *Int. Journal of Mech. Eng. Science*, 27: 446–456 (1979)
39. Stevenson, M.G., Wrigt, P.K. And Chow, J.G., "Further development in applying the finite element method to the calculation of temperature distribution in machining and comparison with experiment", *Journal of Eng. for Industry*, 105: 149–154 (1983)
40. Mansour, W.M., Osman, M.O.M., Sankar, T.S. And Mazzawi, A., "Tempreature field and crater wear in metal cutting using a quasi finite element approach", *Int. Journal of Production Research*, 2 (1): 59–68 (1973)
41. Toshimichi, M., Nabuhiro, S. And Sheng, L., "A rigid plastic finite element analysis of micro cutting", *Journal of the Japan Society of Precision Eng.*, 57: 2163–2168 (1991)

42. Maekawa, K. And Shirakashi, T., "Recent progress of computer aided simulation flow and tool damage in metal cutting", *Journal Eng. Manufacture*, 210: 233–242 (1996)
43. Iwata, K., Osakada, K. And Terasaka, Y., "Process modeling of orthogonal cutting by the rigid-plastic finite element method", *Journal Eng. Mater. and Tech.*, 106: 133–138 (1984)
44. Liu, C.R. And Lin, Z.C., "Effect of shear plane boundary condition on stress loading in orthogonal machining", *Int. Journal of Mech. Sciences*, 27: 281–290 (1985)
45. Lin, Z.C. And Lin, S.Y., "A coupled finite element model of thermo-elastic plastic large deformation for orthogonal cutting", *Int. Journal of Eng. Materials Tech.*, 114: 219–226 (1992)
46. Arola, D. And Ramulu, M., "Orthogonal cutting of fiber-reinforced composites: a finite element analysis", *Int. Journal of Mech. Sciences*, 39: 597–613 (1997)
47. Carroll, J.T. And Strenkowski, J.S., "Finite element model of orthogonal cutting with application to single point diamond turning", *Int. Journal of Mech. Science*, 30: 899–920 (1988)
48. Sadat, A.B., Reedy, M.Y. And Yang, P.B., "Plastic deformation analysis in machining of Inconel 718 nickel base superalloy using both experimental and numerical methods", *Int. Journal of Mech. Sciences*, 33: 829–842 (1991)
49. Zang, B. And Bagchi, A., "Finite element simulation of chip formation and comparison with machining experiment", *Journal of Eng. for Industry*, 116: 289–297 (1994)
50. Lajczok, M.P., "A study of some aspects of metal machining using finite element method", PhD. Thesis, *North Carolina State University*, 1–20 (1980)
51. Kalhori, V., Lundblad, M. And Lindgren, L.E., "Numerical and experimental analysis of orthogonal metal cutting", ASME, *Int. Mech. Eng. Congress & Exposition*, Dallas, Texas, MED 6–2: 29–35 (1997)
52. Kalhori, V., "Modelling and simulation of mechanical cutting", PhD Thesis, *Luleå University of Technology Institutionen för Maskinteknik Avdelningen för Datorstödd maskinkonstruktion*, 29–32 (2001)
53. Duran, A., "Tornalarda kesici kenar ayar açısının kesmeye etkisinin sonlu elemanlarla analizi", *Karabük Teknik Eğitim Fakültesi Teknoloji Dergisi*, 2 (3–4): 103–117 (1999)

54. Oxley, P.L.B., "Mechanics of machining: An analytical approach to assessing machinability 1st ed.", *John Wiley & Sons*, New York, 23–73 (1989)
55. Wang J. And Mathew P., "Development of a general tool model for turning operations based on a variable flow stress theory", *Int. Journal of Machine Tools and Manuf.*, 35: 71–90 (1995)
56. Arsecularatne, J.A., Fowle, R.F. And Mathew, P., "Nose radius oblique tool: cutting force and built-up edge prediction", *Int. Journal of Machine Tools and Manuf.*, 36: 585–595 (1996)
57. Moufki, A., Dudzinski, D., Molinari, A. And Rausch, M., "Thermoviscoplastic modelling of oblique cutting: Forces and chip flow predictions", *Int. Journal of Mechanical Sciences*, 42: 1205–1232 (2000)
58. Rao, B.C. And Shin, Y.C., "A comprehensive dynamic cutting force model for chatter prediction in turning", *Int. Journal of Machine Tools and Manuf.*, 39: 1631–1654 (1999)
59. Shin, Y.C. And Waters, A.J., "Face milling modeling with structural nonlinearity", *Trans. NAMRI/SME XXII*, 157 (1994)
60. Parakkal, G., Zhu, R., Kapoor, S.G. And DeVor, R.E., "Modeling of turning process cutting forces for grooved tools", *Int. Journal of Machine Tools and Manuf.*, 42: 179–191 (2002)
61. Strenkowski, J.S., Shih, A.J. And Lin, J.C., "An analytical finite element model for predicting three-dimensional tool forces and chip flow", *Int. Journal of Machine Tools and Manuf.*, 42: 723–731 (2002)
62. Usui, E., Hirota, M. And Masuko, A., "Analytical prediction of three dimensional cutting process: Part 1 Basic cutting model and energy approach", ASME, *Journal of Eng. for Industry*, 100: 222–228 (1978)
63. Usui, E. And Hirota, M., "Analytical prediction of three dimensional cutting process: Part 2 Chip formation and cutting force with conventional single-point tool", ASME, *Journal of Eng. for Industry*, 100: 229–235 (1978)
64. Thomas, M. And Beauchamp, Y., "Statistical investigation of modal parameters of cutting tools in dry turning", *Int. Journal of Machine Tools and Manuf.*, 43: 1093–1106 (2003)
65. Hayajneh, M.T., Astakhov, V.P. And Osman, M.O.M., "An analytical evaluation of the cutting forces in orthogonal cutting using a dynamic model of the shear zone with parallel boundaries", *Journal of Materials Processing Technology*, 82: 61–77 (1998)

66. Fang, N. And Jawahir, I.S., “Analytical predictions and experimental validation of cutting force ratio, chip thickness, and chip back-flow angle in restricted contact machining using the universal slip-line model”, *Int. Journal of Machine Tools and Manuf.*, 42: 681–694 (2002)
67. Fang, N., Jawahir, I.S. And Oxley, P.L.B., “A universal slip-line model with non-unique solutions for machining with curled chip formation and a restricted contact tool”, *Int. Journal of Mech. Sciences*, 43: 557–580 (2001)
68. Fang, N. And Jawahir, I.S., “A new methodology for determining the stress state in the plastic region in restricted contact machining”, *Inter. Journal of Mech. Sciences*, 43: 1747–1770 (2001)
69. Dewhurst, P. And Collins, I.F., “A matrix technique constructing slip-line field solutions to a class of plane strain plasticity problems”, *Inter. Journal for Numerical Methods in Eng.*, 7: 357–378 (1973)
70. Powell, M.J.D., “A Fortran subroutine for solving systems of nonlinear algebraic equations Chp.7: Numerical Methods for Nonlinear Algebraic Equations”, Ed. : P. Rabinowitz, *Gordon and Breach*, London, 115–161 (1970)
71. Lin, W.S., Lee, B.Y. And Wu, C.L., “Modeling the surface roughness and cutting force for turning”, *Journal of Materials Processing Technology*, 108: 286–293 (2001)
72. Huang, Y. And Liang, S.Y., “Cutting forces modeling considering the effect of tool thermal property-application to CBN hard turning”, *Int. Journal of Machine Tools and Manuf.*, 43: 307–315 (2003)
73. Huang, Y. And Liang, S.Y., “Cutting temperature modeling based on non-uniform heat intensity and partition ratio”, *Machining Science and Technology*, 9 (3): 301–323 (2005)
74. Lee, E.H. And Shaffer, B.W., “Theory of plasticity applied to problems of machining”, ASME, *Journal of Applied Mechanics*, 18 (4): 104–113 (1951)
75. Merchant, M.E., “Mechanics of the metal cutting process, Part 2: Plasticity conditions in orthogonal cutting”, *Journal of Applied Physics*, 16: 318–324 (1945)
76. Sikdar, S.K. And Chen, M., “Relationship between tool flank wear area and component forces in single point turning”, *Journal of Materials Processing Technology*, 128: 210–215 (2002)
77. Luo, X., Cheng, K. And Ward, R., “The effects of machining process variables and tooling characterization on the surface generation”, *The Inter. Journal of Advanced Manuf. Tech.*, 25 (11–12): 1089–1097 (2004)

78. Zhang, L.C., Zhang, H.J. And Wang, X.M., "A force prediction model for cutting unidirectional fibre-reinforced plastics", *Machining Science and Technology*, 5 (3): 293–305 (2001)
79. Lee, W.B., Cheung, C.F. And To, S., "Friction-induced fluctuation of cutting forces in the diamond turning of aluminium single crystals", *Proc. of the Institution of Mech. Eng.-Part B-Eng. Manuf.*, 217 (5): 615–631 (2003)
80. Smithey, D.W., Kapoor, S.G. And DeVor, R.E., "A new mechanistic model for predicting worn tool, cutting forces", *Machining Science and Technology*, 5 (1): 23–42 (2001)
81. Reddy, R.G., Kapoor, S.G. And DeVor, R.E., "A mechanistic force model for contour turning", Transactions of the ASME, *Journal of Manuf. Science and Eng.*, 122: 398–405 (2000)
82. Bao, W.Y. And Tansel, I.N., "Modeling micro-end-milling operations-Part I: Analytical cutting force model", *Inter. Journal of Machine Tools and Manuf.*, 40: 2155–2173 (2000)
83. Tlusty, J. And Macneil, P., "Dynamics of cutting forces in end milling", *Annals of the CIRP*, 24 (1): 21–25 (1975)
84. Gygax, P.E., "Dynamics of single-tooth milling", *Annals of the CIRP*, 28 (1): 65–70 (1979)
85. Kline, W.A. And DeVor, R.E., "The effect of cutter run-out on cutting geometry and forces in end milling", *Int. Journal of Mach. Tool Design and Research*, 23: 123–148 (1983)
86. Yucesan, G., Bayoumi, A.E. And Kendall, L.A., "An analytic cutting force model for milling", *Trans. the North American Manuf. Research Inst. of SME*, 137–145 (1990)
87. Jemlelniak, K., "Modelling of dynamic cutting coefficients in 3D cutting", *Int. Journal of Machine Tools and Manuf.*, 32 (4): 509–519 (1992)
88. Tlusty, J. And Ismail, F., "Special aspects of chatter in milling", Trans. ASME, *Journal of Eng. for Ind.*, 105: 24–32 (1983)
89. Ismail, F. And Bastami, A., "Improving stability of slender end mills against chatter", Trans. ASME, *Journal of Eng. for Ind.*, 108: 264–268 (1986)
90. Kovacic, M., Balic, J. And Brezocnik, M., "Evolutionary approach for cutting forces prediction in milling", *Journal of Materials Processing Technology*, 155–156: 1647–1652 (2004)

91. Ratchev, S., Liu, S., Huang, W. And Becker, A.A., "A flexible force model for end milling of low-rigidity parts", *Journal of Materials Processing Technology*, 153–154: 134–138 (2004)
92. Li, H.Z. And Li, X.P., "Milling force prediction using a dynamic shear length model", *Inter. Journal of Machine Tools and Manuf.*, 42 (2): 277–286 (2002)
93. Li, H.Z., Zhang, W.B. And Li, X.P., "Modelling of cutting forces in helical end milling using a predictive machining theory", *Inter. Journal of Mech. Sciences*, 43 (8): 1711–1730 (2001)
94. Zheng, H.Q., Li, X.P., Wong, Y.S. And Nee, A.Y.C., "Theoretical modelling and simulation of cutting forces in face milling with cutter run out", *Inter. Journal of Machine Tools and Manuf.*, 39 (12): 2003–2018 (1999)
95. Abrari, F., Elbestawi, M.A. And Spence, A.D., "On the dynamics of ball end milling: Modeling of cutting forces and stability analysis", *Int. Journal of Machine Tools and Manuf.*, 38 (3): 215–237 (1998)
96. Alauddin, M., El Baradie, M.A. And Hashmi, M.S.J., "Modelling of cutting force in end milling Inconel 718", *Journal of Materials Processing Technology*, 58 (1): 100–108 (1996)
97. Yücesan, G. And Altintas, Y., "Improved modelling of cutting force coefficients in peripheral milling", *Int. Journal of Machine Tools and Manuf.*, 34 (4): 473–487 (1994)
98. Wikgren, T., "Analysis of contact between insert and tip seat", Msc. Thesis, *Luleå University of Technology Institutionen för Maskinteknik Avdelningen för Datorstödd maskinkonstruktion*, 13–15 (2001)
99. Friedman, M.Y. And Lenz, E., "Investigation of the tool-chip contact length in metal cutting", *Int. Journal of Machine Tool Design and Research*, 10: 401–416 (1970)
100. Marinov, V.R., "Hybrid analytical numerical solution for the shear angle in orthogonal metal cutting-Part II: Experimental verification", *Int. Journal of Mech. Science*, 43: 415–426 (2001)
101. Toropov, A. And Ko, S.L., "Prediction of tool-chip contact length using a new slip-line solution for orthogonal cutting", *Inter. Journal of Machine Tools and Manuf.*, 43: 1209–1215 (2003)
102. Toropov, A. And Ko, S.L., "Determination of stress state in chip formation zone by central slip-line field", *Inter. Journal of Precision Eng. And Manufacturing*, 6 (3): 24–28 (2005)

103. Toropov, A. And Ko, S.L., “A new slip-line theory for orthogonal cutting and its application”, *Proc. of the 3rd Inter. Asia Pacific Forum on Precision Surface Finishing and Deburring Technology*, Melbourne, Australia, 200–212 (2003)
104. Holmberg, K. And Matthews, A., “Coatings and tribology”, *Elsevier Publications*, Amsterdam, 442 (1994)
105. Özel, T., “Investigation of high speed flat end milling process”, PhD Thesis, *Graduate School of The Ohio State University*, 38 (1998)
106. Shatla, M.N., “Prediction of forces, stresses, temperatures and tool wear in metal cutting”, PhD Thesis, *Graduate School of The Ohio State University*, 31 (1999)
107. Dawson, G., “Machining hardened steel with polycrystalline cubic boron nitride cutting tools”, PhD Thesis, *Georgia Institute of Technology*, 22 (2002)
108. Kalpakjian, S., “Manufacturing processes for engineering materials 4th ed.”, *Prentice Hall*, 277 (2003)
109. Donaldson, C., Lecain, G.H. And Goold, V.C., “Tool Design”, *McGraw-Hill*, New Delhi, 223–239 (1980)
110. Black, S.C., Chiles, V., Lisseman, A.J. And Martin, S.J., “Principles of manufacture 3rd ed.”, *Arnold Press*, London, 205 (1996)
111. Ugural, A.C. And Fenster, S.K., “Advanced Strength and Applied Elasticity 3rd Edition”, *Printice Hall*, New Jersey, 28–31 (1995)
112. Nikishkov, G.P., “Introduction to The Finite Element Method”, Lecture Notes, *University of Aizu*, Aizu-Wakamatsu, Japan, 15 (2004)
113. Chandrupatla, T.R. And Belegundu, A.D., “Introduction to The Finite Elements in Engineering 2nd Edition”, *Prentice Hall*, New Jersey, 137–141, 226, 280–285 (1997)
114. Topçu, M. ve Taşgetiren, S., “Mühendisler İçin Sonlu Eleman Metodu”, *Pamukkale Üniversitesi Mühendislik Fakültesi*, Denizli, Ders Kitapları Yayın No: 007, 225–230 (1998)
115. Felippa, C.A., “Introduction to The Finite Element Methods”, Lecture Notes, *University of Colorado Boulder*, Colorado, USA, 9 (2001)
116. Felippa, C.A., “Advanced Finite Element Method”, Lecture Notes, *University of Colorado Boulder*, Colorado, USA, (14): 3–6, (15): 3–6, (16): 3–8 (2003)

117. Felippa, C.A. And Clough, R.W., “The Finite Element Method in Solid Mechanics in Numerical Solution of Field Problems in Continuum Physics”, Ed.: G.Birkhoff, R.S.Varga, ***Proceedings II American Mathematical Society***, 210–252 (1969)
118. Zienkiewicz, O.C., “The Finite Element Method”, ***McGraw–Hill Book Co.***, London, 122–125 (1983)
119. Rao, S.S., “The Finite Element Method in Engineering”, ***Butterworth-Heinemann***, 331–334 (1999)
120. Choudhury, I.A. And El-Baradie, M.A., “Machining nickel base super alloys: Inconel 718”, ***Proc. of the Institution of Mechanical Engineers***, 212 (3): 195–206 (1998)
121. Dhar, N.R., Kishore, S.V.N., Paul, S. And Chattopadhyay, A.B., “The effects of cryogenic cooling on chips and cutting forces in turning AISI 1040 and AISI 4320 steels”, ***Proc. of the Institution of Mechanical Engineers***, 216 (5): 713–724 (2002)
122. “Kistler Type 9257B Three Component Dynamometer Operating Instructions”, ***Kistler*** (1997)
123. “Tornalama Takımları Katalogu”, ***Sandvik Coromant***, A295–A298 (2002)
124. Lin Z.C. And Lo, S.P., “A study of deformation of the machined workpiece and tool under different low cutting velocities with an elastic tool”, ***Inter. Journal of Mech. Science***, 40 (7): 663–681 (1998)
125. Casto, S.L., Valvo, E.L., Lucchini, E., Maschio, S., Piacentini, M. And Ruisi, V.F., “Ceramic materials wear mechanisms when cutting nickel-based alloys”, ***Wear***, 225–229: 227–233 (1999)
126. Yen, Y.C., Jain, A. And Atlán, T., “A finite element analysis of orthogonal machining using different tool edge geometries”, ***Journal of Materials Processing Technology***, 146: 72–81 (2004)
127. Shatla, M., Kerk, C. And Altan, T., “Process modeling in machining. Part II: validation and applications of the determined flow stress data”, ***Inter. Journal of Machine Tools and Manuf.***, 41: 1659–1680 (2001)
128. Tjernström, E., “Clamping forces with RC–clamping mechanism”, ***AB Sandvik Coromant***, Sandviken, 105 (1996)
129. Gallo, A., “Econometrics”, Lecture Notes, ***University of North Florida***, 1–15 (2003).

130. Wolfram, S., “Mathematica Book 5th ed.”, *Wolfram Media*, 109 (2003)
131. Weisberg, S., “Applied Linear Regression 3rd ed.”, *John Wiley & Sons*, New Jersey, 47–68 (2005)
132. Hill, T. And Lewicki, P. “Statistics: Methods and Applications”, *StatSoft*, Tulsa, OK, 341–349 (2006)
133. Turanlı, M., Güriş, S., “Temel İstatistik”, *DER Yayınları*, İstanbul, 273 (2000)
134. Şahinler, S., “En küçük kareler yöntemi ile doğrusal regresyon modeli oluşturmanın temel prensipleri”, *Mustafa Kemal Üniversitesi Ziraat Fakültesi Dergisi*, 5 (1–2): 57–73, (2000)

EKLER

EK – 1 Analizlerde kullanılan kütük dosyalarına ait bir örnek

```

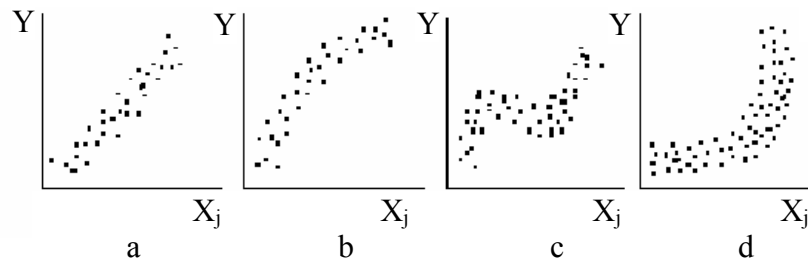
/COM *****
/COM CSRNR 2525 M12S/SNGN 120712 T01020 kesici takımları
/COM (iş parçası: Inconel 718) için log dosyası (a=1 mm)
/COM *****
RESUME,sablon-inco-a1 ! kesme derinliği 1 mm için şablon dosyası çağrılır
/TITLE,Dosya Adı ! deney bilgileri girilir (örneğin deney numarası)
/FILNAME,Dosya Adı,0 ! kaydedilecek dosya adı girilir (örneğin deney numarası)
/COM --- yükleme girdileri için parametreler ---
*SET,FFX,Ff ! her bir düğüme gelen ilerleme kuvveti değeri
*SET,FFP,Fp ! her bir düğüme gelen pasif kuvvet değeri
*SET,EGM,m ! esas kesme kuvvetinin yayılı yüklenmesi için gereken eğim değeri
*SET,BAS,P ! esas kesme kuvvetinin yayılı yüklenmesi için gereken yük değeri
/COM --- talaş-takım temas alanının seçilmesi ---
ASEL,S,, , 1
NSLA,S,1
NPLOT
FLST,2,77,1,ORDE,10
FITEM,2,60216
..... ! talaş-takım temas alanındaki düğümlerin belirlenmesi
FITEM,2,-61844
/COM --- ilerleme kuvvetinin uygulanması ---
F,P51X,FX,FFX ! x-ekseni doğrultusundaki yük değeri
FLST,2,77,1,ORDE,10
FITEM,2,60216
..... ! yük uygulanacak düğümlerin belirlenmesi
FITEM,2,-61844
/COM --- Pasif kuvvetin uygulanması ---
F,P51X,FY,FFP ! y-ekseni doğrultusundaki yük değeri
ALLSEL,ALL
EPLOT
/COM --- Esas kesme kuvvetinin yayılı yük olarak uygulanması ---
KWPLAN,-1, 152, 17, 169
FLST,2,1,8
WPAVE,P51X
CSWPLA,11,0,1,1, ! yayılı yük için koordinat sistemi
SFGRAD,PRES,11,X,0,EGM, ! yayılı yük için eğim değeri
FLST,2,4,5,ORDE,4
FITEM,2,1
..... ! yük uygulanacak alanların belirlenmesi
FITEM,2,-7
SFA,P51X,1,PRES,BAS ! yayılı yük için yük değeri
SFTRAN
CSYS,0
/COM --- Çözüm prosedürünün uygulanması ---
ANTYPE,0
SOLVE
FINISH
/COM --- Çözüm sonrası işleme (post-processing) ---
AVPRIN,0, ,
PLNSOL,S,EQV,0,1 ! von Mises gerilme dağılımının gösterilmesi
SAVE

```

EK – 2 Regresyon analizi

Regresyon analizi, aralarında sebep-sonuç ilişkisi bulunan iki veya daha fazla değişken arasındaki ilişkiyi, o konu ile ilgili tahminler veya kestirimler yapabilmek amacıyla regresyon modeli olarak adlandırılan matematiksel bir model ile karakterize eden istatistiksel bir analiz tekniğidir. Regresyon modeli oluşturulduktan sonra, modelin yeterli olup olmadığının kontrolü, regresyon analizinin en önemli bölümüdür. Regresyon analizinde genellikle modelin yeterliliğini belirlemek için varyans analizi ve belirlilik katsayısı (R^2) kullanılmaktadır.

Regresyon analizinde bağımsız değişkenlerin modele ne şekilde gireceği veya değişkenler arasındaki ilişkiyi ifade edecek olan modelin hangi model olacağı konusunda başlangıçta bir fikir elde etmek için, gözlem noktalarının koordinat eksenindeki dağılımını gösteren serpilme diyagramı incelenir. Elde edilen grafikte tipik bazı görünümlere göre Y ile X_j arasındaki ilişkinin şekli görsel olarak belirlenebilir. Bağımlı değişkenin, bağımsız değişkenlere göre grafikleri oluşturulduğunda Şekil 2.1’de verilen tipik durumlar elde edilebilir.



Şekil 2.1. Değişkenler arasındaki tipik ilişkiler için bazı serpilme diyagramı örnekleri [134]

EK – 2 (Devam) Regresyon analizi

Şekil 2.1a–Şekil 2.1d’de sırasıyla X ile Y arasındaki; $y = a + b X$ şeklinde doğrusal, $y = a + b \ln (X)$ şeklinde logaritmik, $y = a + b_1 X + b_2 X^2 + \dots$ şeklinde polinom ve $y = a e^{bX}$ şeklinde üstel bir ilişki gösterilmiştir (a ve b eşitlik sabitleridir). Üstel bir fonksiyon ile ifade edilebilecek bir veri grubuna doğrusal bir model uydurulmaya çalışılırsa; ilişki istatistiksel olarak önemli olsa bile daha baştan hata yapılmış olacaktır. Hazırlanan model kullanılarak yapılacak tahminlerdeki isabetin yüksek olması, kullanılan veri grubunun hangi modele uymasına ve modelin buna göre seçilmesine bağlıdır.

Doğrusal Regresyon Analizi

Değişkenler arasındaki ilişkinin matematiksel bir model ile açıklanmasına *regresyon analizi* adı verilmektedir. Başlıkta geçen “doğrusal” kelimesi ise değişkenler arasındaki ilişkiyi açıklamak üzere kullanılan matematiksel modelin doğrusal olduğunu ifade etmekte olup; değişkenler arasında doğrusal bir ilişkinin bulunduğu anlamına gelmez. Doğrusal regresyon analizi, *basit doğrusal regresyon* ve *çok değişkenli doğrusal regresyon* olmak üzere iki grupta incelenebilir.

Basit doğrusal regresyon analizi

Basit doğrusal regresyon analizinde, bağımlı ve bağımsız değişkenler olmak üzere iki değişken arasındaki incelenmekte olup; kullanılan matematiksel modelin ifadesi,

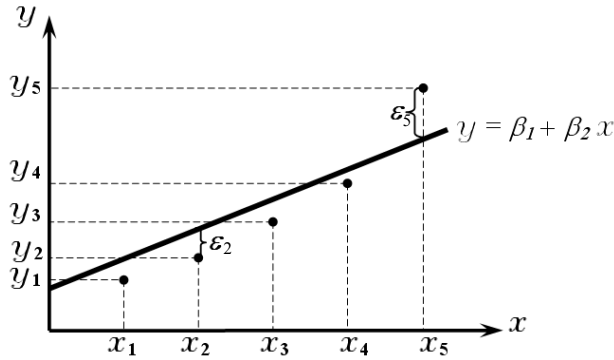
$$y = \alpha + \beta x \quad (2.1)$$

EK – 2 (Devam) Regresyon analizi

biçimindedir. Basit doğrusal regresyon analizinde değişkenler arasındaki ilişki, Eş. 2.1’de verilen ilişkiye benzer bir fonksiyonla ifade edilirken; modeldeki α ve β parametrelerinin tahmin edilmesi gerekecektir. Bunun için de değişkenlerin birlikte değişimini gösteren bir bileşik seriden yararlanılacaktır. Serinin birim sayısı (gözlem veya deney sayısı) n ile gösterilecek olursa, n biriminin oluşturacağı ana kütle için bir doğrusal regresyon modeli olacaktır. Ana kütle regresyon modeli,

$$y_i = \beta_1 + \beta_2 x_i + \varepsilon_i \quad (2.2)$$

biçimindedir. Burada y_i , bağımlı değişkeni; x_i , bağımsız değişkeni; ve β_1 ve β_2 , regresyon model sabitlerini ve ε_i ise her bir gerçek değer ile kullanılan basit doğrusal regresyon modeli arasında gerçekleşebilecek hatayı (Şekil 2.2) göstermektedir.



Şekil 2.2. Basit doğrusal regresyon modelindeki hata terimi

Şekil 2.2’de gösterilen x_2 ve x_5 bağımsız değişkenleri için elde edilen hata terimleri,

$$\varepsilon_2 = \hat{y}_2 - y_2 \text{ ve } \varepsilon_5 = y_5 - \hat{y}_5$$

EK – 2 (Devam) Regresyon analizi

şeklindedir. Burada y_2 ve y_5 değerleri x_2 ve x_5 bağımsız değişkenleri için gerçek değerleri $\hat{y}_2$ ve $\hat{y}_5$ değerleri de regresyon doğrusu üzerinde yer alan teorik değerleri göstermektedir.

Bağımsız değişken (x) bilindiğinden ve çeşitli deney veya gözlem sonuçları yardımıyla da bağımlı değişken (y_i) bulunduğundan; model sabitlerinin (β_1 ve β_2) belirlenmesi gerekmektedir. β_1 'in tahmin edilen değeri matematiksel olarak $x = 0$ olduğundan; y 'nin alacağı değer, regresyon doğrusunun y eksenindeki kesim noktasını göstermektedir. Buna göre β_1 , sabit katsayı olarak adlandırılır. β_2 'nin tahmin edilen değeri ise regresyon doğrusunun eğimini vermektedir.

Basit doğrusal regresyon analizi yardımıyla yapılacak tahminlerin geçerli olabilmesi, hata terimleri ile ilgili olan ve temel varsayımlar olarak adlandırılan varsayımların geçerliliğine bağlıdır [133]. Bu varsayımlar aşağıdaki gibi özetlenebilir.

- *Normallik* : Hata terimlerinin dağılımı, normal dağılımdır.
- *Sıfır ortalama* : Hata terimlerinin dağılımlarının ortalaması sıfırdır.
- *Sabit varyans* : Hata terimlerinin her birinin dağılımının varyansı sabittir.
- *Otokorelasyon olmaması* : Hata terimlerinin arasındaki ilişkiye otokorelasyon denilmektedir. Bu varsayıma göre hata terimleri birbirini etkilememektedir.
- x_i değişkeninin tesadüfî değişken olmaması

EK – 2 (Devam) Regresyon analizi

Regresyon analizinde parametrelerin (β_1 ve β_2) tahmininde kullanılan en küçük kareler metodunda; gerçek değerler ile teorik değerler arasındaki farkların kareleri toplamının minimum edilmesi amaçlanmaktadır. Regresyon analizinde gerçek değerler ile teorik değerler arasındaki farklar, hata terimi olarak ifade edildiğinden, Eş. 2.2'ye göre β_1 ve β_2 regresyon sabitleri, hata terimlerinin kareleri toplamı (T) minimum olacak şekilde tahmin edilecektir. Buna göre T ,

$$T = \sum_{i=1}^n e_i^2 = \sum_{i=1}^n (y_i - \hat{y}_i)^2 \quad (2.3)$$

olacaktır. Teorik değerler, Eş. 2.2'deki x_i değerleri yerine konularak elde edildiğinden;

$$T = \sum_{i=1}^n (y_i - \hat{y}_i)^2 = \sum_{i=1}^n (y_i - \beta_1 - \beta_2 x_i)^2 \quad (2.4)$$

yazılabilir. T 'yi minimum yapacak β_1 ve β_2 değerlerini belirlemek için, T 'nin β_1 ve β_2 'ye göre kısmi türevleri alınacak ve sıfıra eşitlenecektir. Buna göre kısmi türevler;

$$\frac{\partial T}{\partial \beta_1} = 2 \sum_{i=1}^n (y_i - \beta_1 - \beta_2 x_i)(-1) \quad (2.5a)$$

$$\frac{\partial T}{\partial \beta_2} = 2 \sum_{i=1}^n (y_i - \beta_1 - \beta_2 x_i)(-x_i) \quad (2.5b)$$

şeklinde olacaktır. Kısmi türevler sıfıra eşitlenir ve gerekli düzenlemeler yapılır ise; β_1 ve β_2 değerleri,

EK – 2 (Devam) Regresyon analizi

$$\frac{\partial T}{\partial \beta_1} = 0 \Rightarrow \sum_{i=1}^n y_i - n\beta_1 - \beta_2 \sum_{i=1}^n x_i = 0 \Rightarrow n\beta_1 + \beta_2 \sum_{i=1}^n x_i = \sum_{i=1}^n y_i \quad (2.6a)$$

$$\frac{\partial T}{\partial \beta_2} = 0 \Rightarrow \sum_{i=1}^n x_i y_i - \beta_1 \sum_{i=1}^n x_i - \beta_2 \sum_{i=1}^n x_i^2 = 0 \Rightarrow \beta_1 \sum_{i=1}^n x_i + \beta_2 \sum_{i=1}^n x_i^2 = \sum_{i=1}^n x_i y_i \quad (2.6b)$$

$$\beta_1 = \frac{\sum_{i=1}^n y_i - \beta_2 \sum_{i=1}^n x_i}{n} = \bar{y} - \beta_2 \bar{x} \quad (2.7)$$

$$\beta_2 = \frac{\sum x_i y_i - \bar{y} \sum x_i}{\sum x_i^2 - \bar{x} \sum x_i} = \frac{\sum x_i y_i - n \bar{y} \bar{x}}{\sum x_i^2 - n \bar{x}} \quad (2.8)$$

olarak tahmin edilir.

Kurulan regresyon modelindeki gözlem değerlerinin hazırlanan modele uygunluğu için ise belirlilik katsayısı (R^2) kullanılmaktadır.

$$R^2 = \frac{\sum_{i=1}^n (y_i - \bar{y})^2 - \sum_{i=1}^n e_i^2}{\sum_{i=1}^n (y_i - \bar{y})^2} = 1 - \frac{\sum_{i=1}^n e_i^2}{\sum_{i=1}^n (y_i - \bar{y})^2} \quad (2.9)$$

Bulunan belirlilik katsayısı, bağımsız değişken değerlerindeki değişimlerin ne kadarının (%) kurulan regresyon modeli ile açıklandığını göstermektedir. Değeri 0 ile 1 arasında değişmekte olup değer 1'e yaklaştıkça modelin uygunluğu artmaktadır.

EK – 2 (Devam) Regresyon analizi

Çok değişkenli doğrusal regresyon analizi

Çok değişkenli doğrusal regresyon analizi ise bir adet bağımlı değişken ve birden fazla bağımsız değişkenler arasındaki ilişkiyi incelenmekte olup; kullanılan matematiksel modelin ifadesi,

$$y_i = \beta_1 + \beta_2 x_{2i} + \beta_3 x_{3i} + \beta_4 x_{4i} + \dots + \beta_K x_{Ki} + e_i \quad (i = 1, \dots, n ; k = 2, \dots, K) \quad (2.10)$$

biçimindedir. Burada y_i , bağımlı değişkeni; $x_{2i}, x_{3i}, \dots, x_{Ki}$ bağımsız değişkenleri; $\beta_1, \beta_2, \beta_3, \dots, \beta_K$, model sabitlerini ve e_i hata terimini göstermektedir. Ayrıca Eş. 2.10'daki β_1 , sabit katsayı olup; hesaplamalarda bağımsız değişken karşılığı 1'dir ($x_{1i} = 1$). Modelde n sayıda bağımlı değişken (y) ve K sayıda da bağımsız değişken (x) ve model sabiti bulunmaktadır.

Çoklu regresyon analizinde, basit doğrusal regresyon analizindeki varsayımlara ilave olarak iki temel varsayım daha vardır:

- *Çoklu doğrusal bağımlılık olmaması*
- *Gözlem sayısının tahmin edilecek parametre sayısından fazla olması ($n > k$)*

Çoklu doğrusal regresyon analizindeki parametrelerin tahmini, basit doğrusal regresyon analizinde olduğu gibi en küçük kareler metodu yardımıyla yapılmakta ve gerçek değerler ile teorik değerler arasındaki farkların kareleri toplamı minimize edilmektedir. Ancak daha kolay ve anlaşılır olması bakımından burada çoklu doğrusal regresyon analizindeki parametrelerin tahmini, matris notasyonu yardımıyla gösterilecektir.

EK – 2 (Devam) Regresyon analizi

Buna göre,

$$\begin{aligned}
 y_1 &= \beta_1 + \beta_2 x_{21} + \beta_3 x_{31} + \beta_4 x_{41} + \dots + \beta_k x_{k1} + e_1 \\
 y_2 &= \beta_1 + \beta_2 x_{22} + \beta_3 x_{32} + \beta_4 x_{42} + \dots + \beta_k x_{k2} + e_2 \\
 y_3 &= \beta_1 + \beta_2 x_{23} + \beta_3 x_{33} + \beta_4 x_{43} + \dots + \beta_k x_{k3} + e_3 \\
 &\dots \\
 y_n &= \beta_1 + \beta_2 x_{2n} + \beta_3 x_{3n} + \beta_4 x_{4n} + \dots + \beta_k x_{kn} + e_n
 \end{aligned} \tag{2.11a}$$

ve

$$Y = \begin{bmatrix} y_1 \\ y_2 \\ \dots \\ y_n \end{bmatrix}, B = \begin{bmatrix} \beta_1 \\ \beta_2 \\ \dots \\ \beta_n \end{bmatrix}, e = \begin{bmatrix} e_1 \\ e_2 \\ \dots \\ e_n \end{bmatrix} \text{ ve } X = \begin{bmatrix} 1 & x_{21} & \dots & x_{K1} \\ 1 & x_{22} & \dots & x_{K1} \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ 1 & x_{2n} & \dots & x_{Kn} \end{bmatrix} \tag{2.11b}$$

şeklinde olmak üzere Eş. 2.10'un matris formundaki gösterimi,

$$\begin{bmatrix} y_1 \\ y_2 \\ \dots \\ y_n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & x_{21} & \dots & x_{K1} \\ 1 & x_{22} & \dots & x_{K1} \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ 1 & x_{2n} & \dots & x_{Kn} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \beta_1 \\ \beta_2 \\ \dots \\ \beta_n \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} e_1 \\ e_2 \\ \dots \\ e_n \end{bmatrix} \tag{2.12}$$

veya

$$Y = XB + e \tag{2.13}$$

biçimindedir. Burada Y , $n \times 1$ boyutundaki bağımlı değişkenler vektörünü; X , $n \times K$ boyutunda bağımsız değişkenler matrisini; B , $K \times 1$ boyutunda model sabitleri vektörünü ve e , $n \times 1$ boyutunda hata terimleri vektörünü göstermektedir.

EK – 2 (Devam) Regresyon analizi

Eş. 2.3'teki hata teriminin çoklu doğrusal regresyon analizindeki ifadesi,

$$\hat{Y} = XB \text{ ve } \hat{e} = Y - \hat{Y} = Y - XB$$

biçiminde yazılır ise hata terimlerinin toplamı,

$$T = \sum_{i=1}^n \hat{e}_i^2 = \hat{e}'\hat{e} \quad (2.14)$$

olacaktır (129).

Eş. 2.14, B cinsinden ifade edilirse;

$$\hat{e}'\hat{e} = (Y - XB)'(Y - XB) \quad (2.15a)$$

$$\hat{e}'\hat{e} = Y'Y - B'X'Y - Y'XB + B'X'XB \quad (2.15b)$$

$$\hat{e}'\hat{e} = Y'Y - 2B'X'Y + B'X'XB \quad (2.15c)$$

elde edilir. Buradaki “ ' ” sembolü transpoz anlamına gelmekte olup; $-B'X'Y$ değeri bir skalerdir ($1 \times k$, $k \times n$, $n \times 1$) ve bu yüzden transpozu olan $-Y'XB$ 'ye eşittir [129].

Buna göre model sabitleri için kısmi türev alınır ve sıfıra eşitlenirse,

$$\frac{\partial \hat{e}'\hat{e}}{\partial B} = -2X'Y + 2X'XB = 0 \quad (2.16)$$

EK – 2 (Devam) Regresyon analizi

olur. Eş. 2.16, K sayıda bilinmeyenli K adet doğrusal denklem sistemidir. Buna göre Eş. 2.16 ifadesi düzenlenirse,

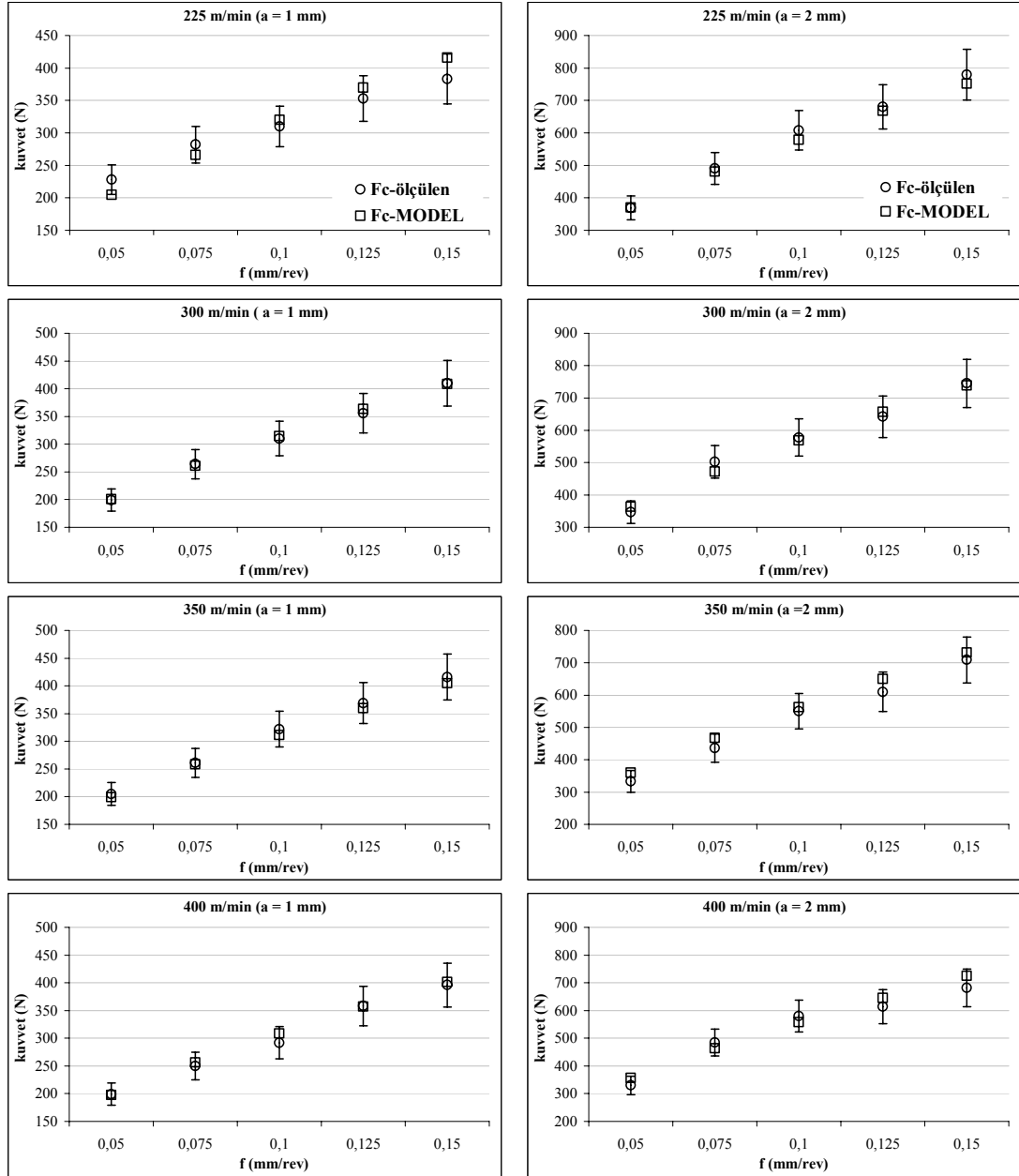
$$X'XB = X'Y \quad (2.17)$$

olur ve $X'X$ ifadesini tersi alınır ve eşitliğin her iki yanı ile soldan çarpılırsa, regresyon model sabitleri vektörü;

$$B = (X'X)^{-1}X'Y \quad (2.18)$$

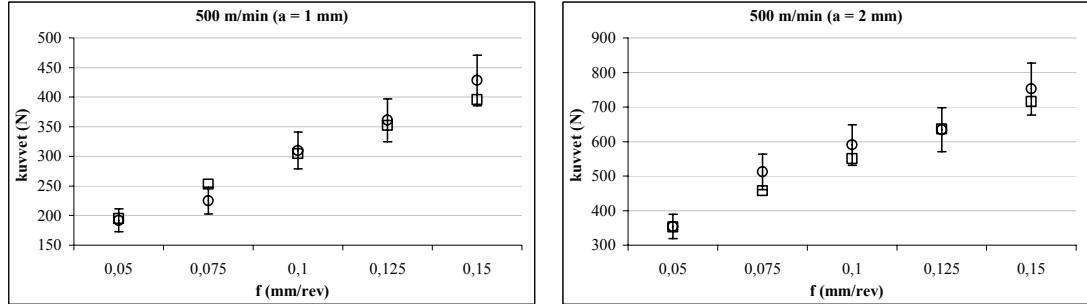
olarak elde edilebilir [129–132].

EK – 3 Modelleme dağılımları

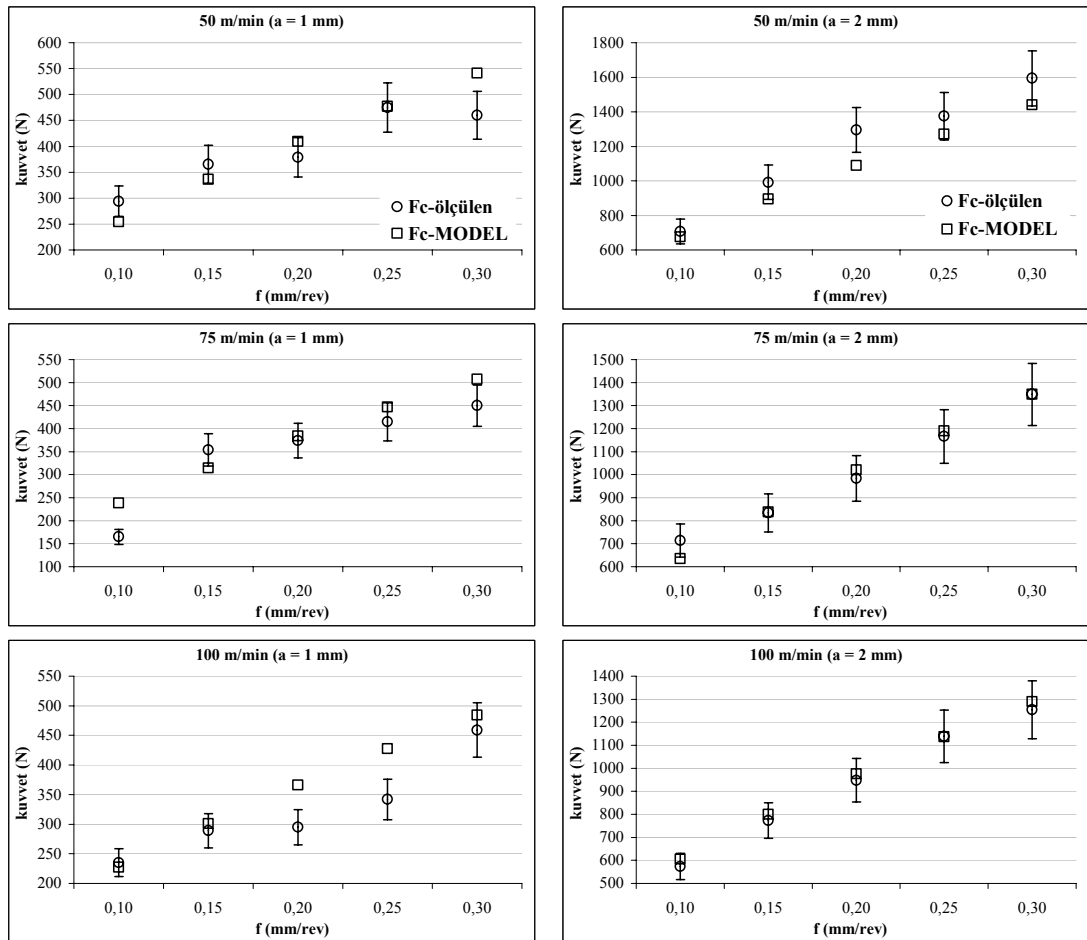


Şekil 3.1. Inconel 718 iş parçası ve CSRNR 2525M12S/SNGN 120712 T01020 kesici takımları için ölçülen ve tahmin edilen esas kesme kuvveti ilişkisi

EK – 3 (Devam) Modelleme dağılımları

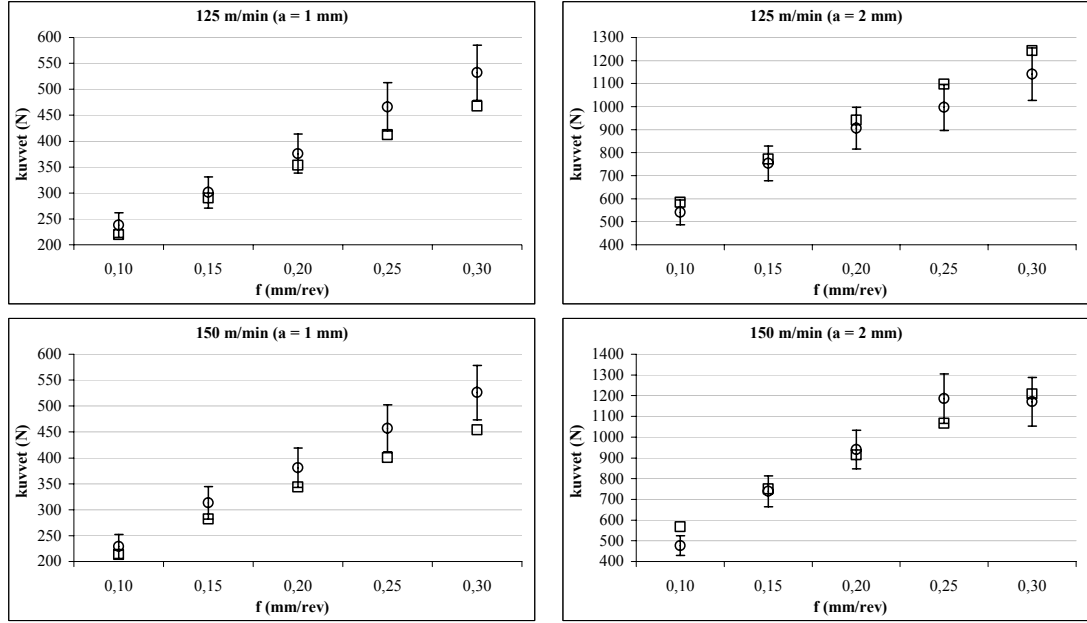


Şekil 3.1. (Devam) Inconel 718 iş parçası ve CSRNR 2525M12S/SNGN 120712 T01020 kesici takımları için ölçülen ve tahmin edilen esas kesme kuvveti ilişkisi

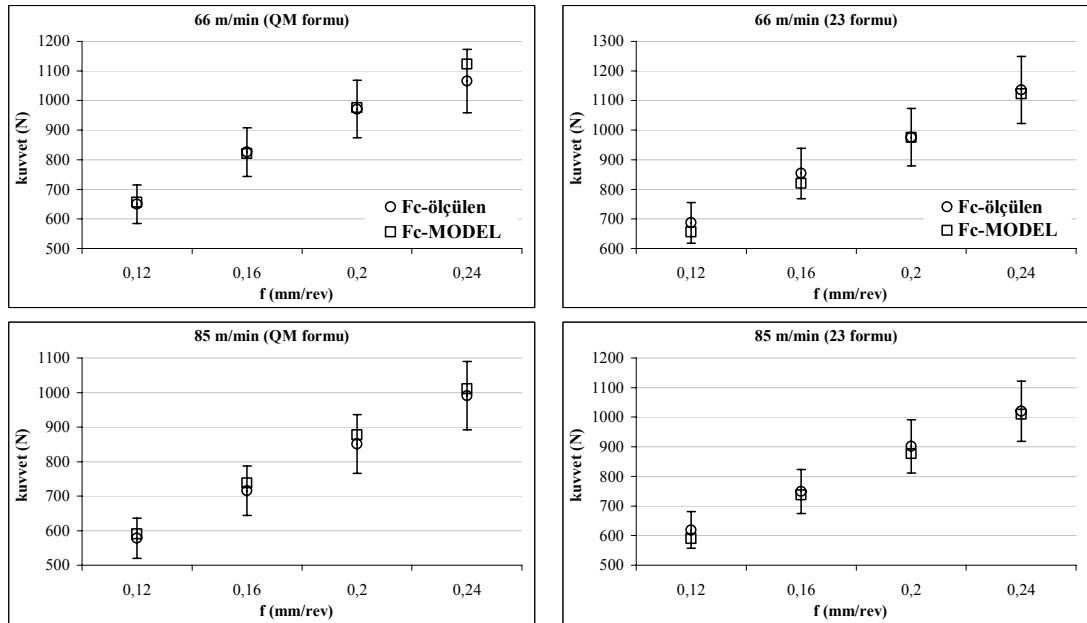


Şekil 3.2. AISI 1117 iş parçası ve SSBGR 2525 M12/SCMW 12M508 kesici takımları için ölçülen ve tahmin edilen esas kesme kuvveti ilişkisi

EK – 3 (Devam) Modelleme dağılımları

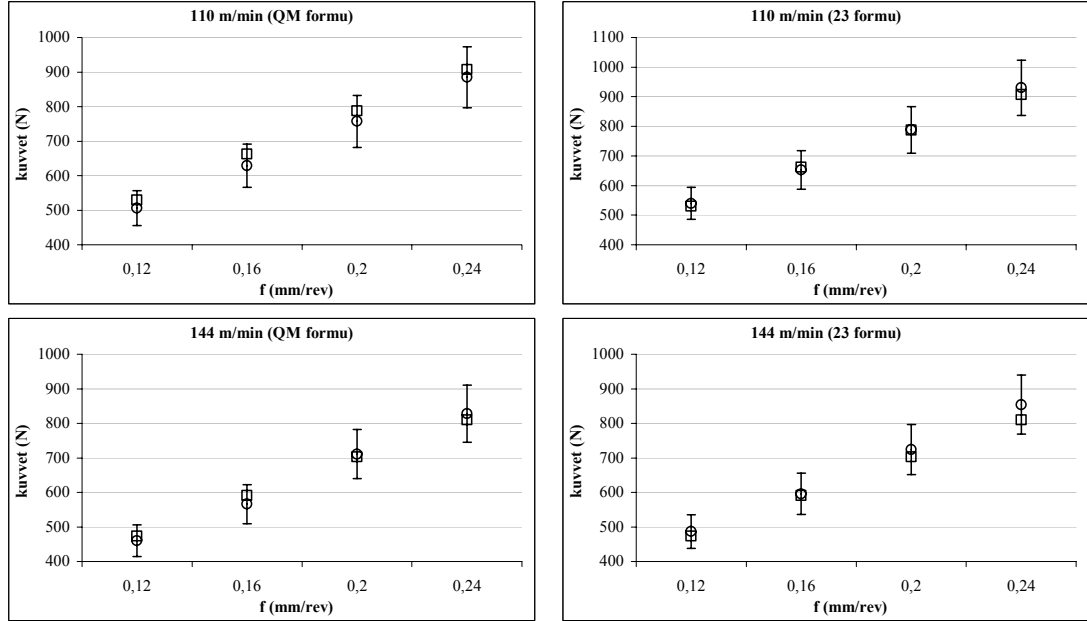


Şekil 3.2. (Devam) AISI 1117 iş parçası ve SSBCR 2525 M12/SCMW 12M508 kesici takımları için ölçülen ve tahmin edilen esas kesme kuvveti ilişkisi

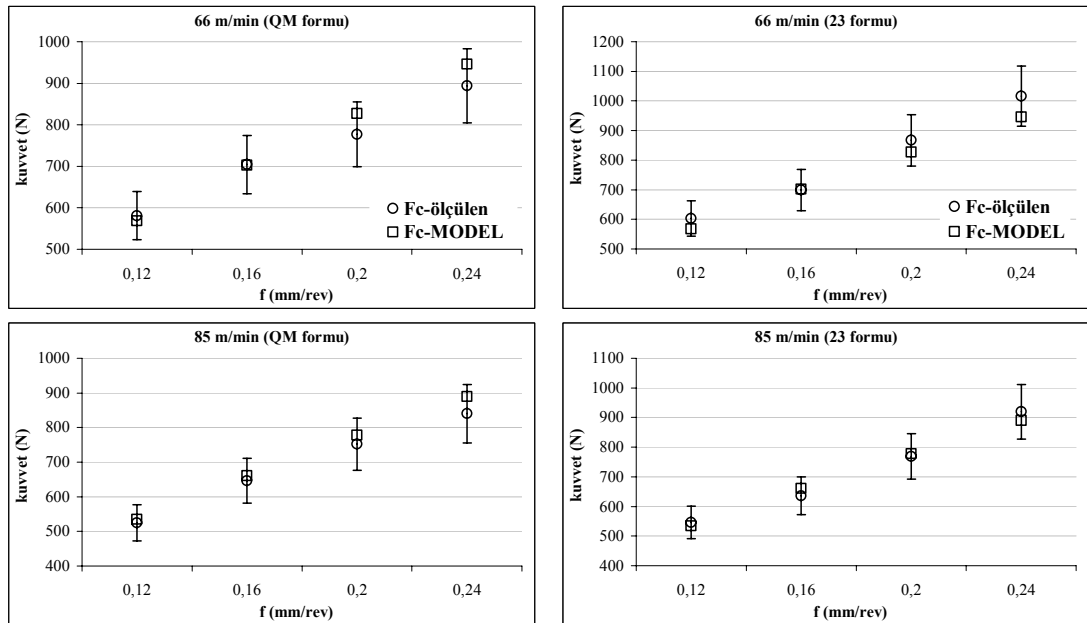


Şekil 3.3. AISI 1040 iş parçası ve PSBNR 2525 M12/SNMG 120408ve SNMM 120408-TTS kesici takımları için ölçülen [121] ve tahmin edilen esas kesme kuvveti ilişkisi

EK – 3 (Devam) Modelleme dağılımları

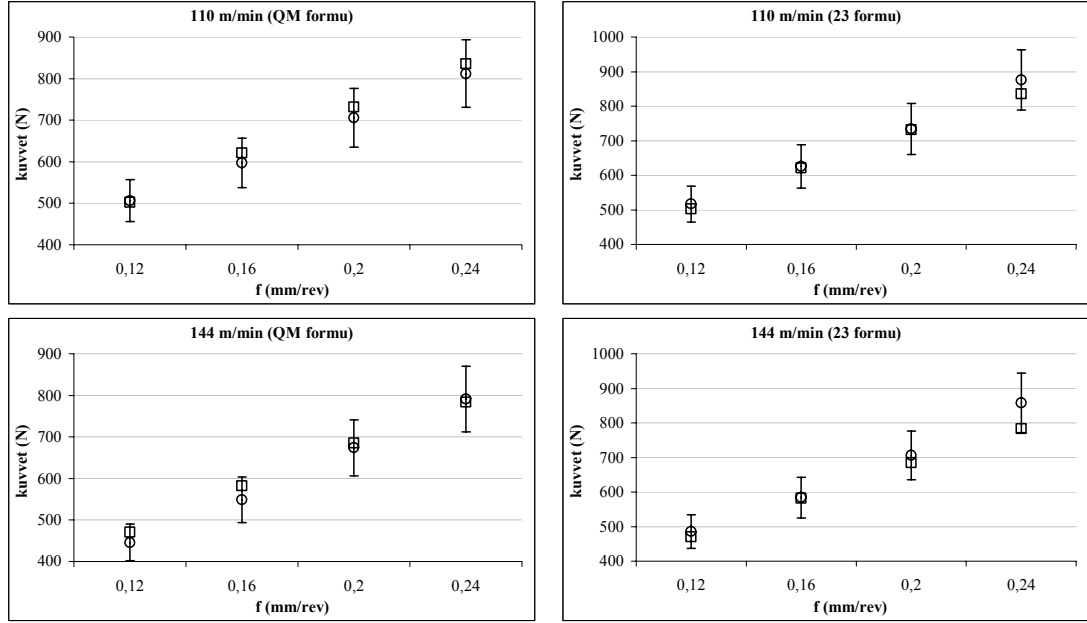


Şekil 3.3. (Devam) AISI 1040 iş parçası ve PSBNR 2525 M12/SNMG 120408ve SNMM 120408-TTS kesici takımları için ölçülen [121] ve tahmin edilen esas kesme kuvveti ilişkisi

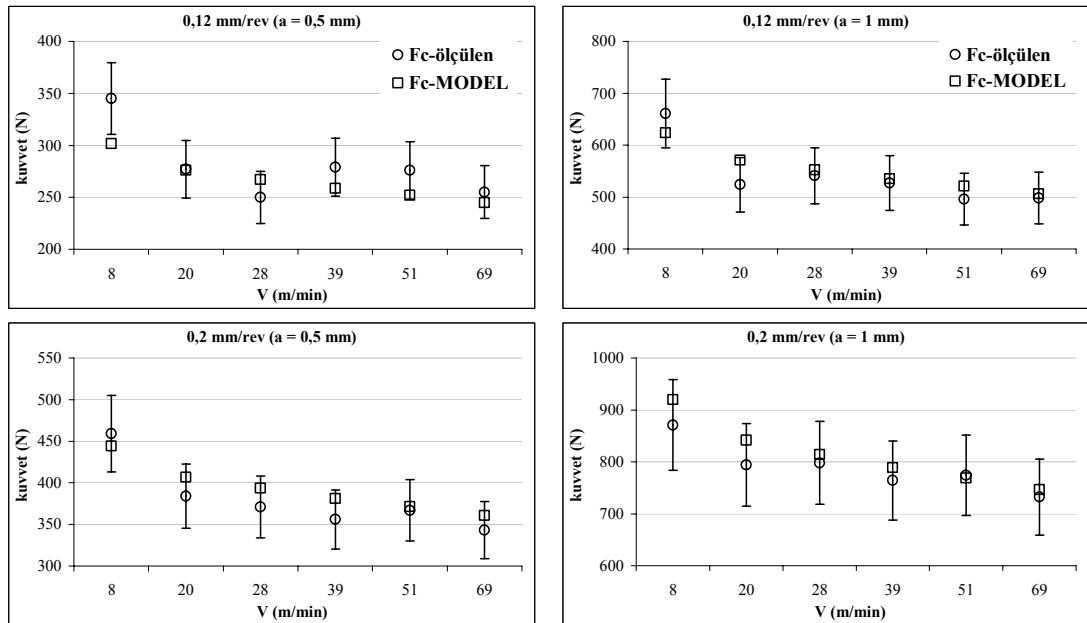


Şekil 3.4. AISI 4320 iş parçası ve PSBNR 2525 M12/SNMG 120408ve SNMM 120408-TTS kesici takımları için ölçülen [121] ve tahmin edilen esas kesme kuvveti ilişkisi

EK – 3 (Devam) Modelleme dağılımları

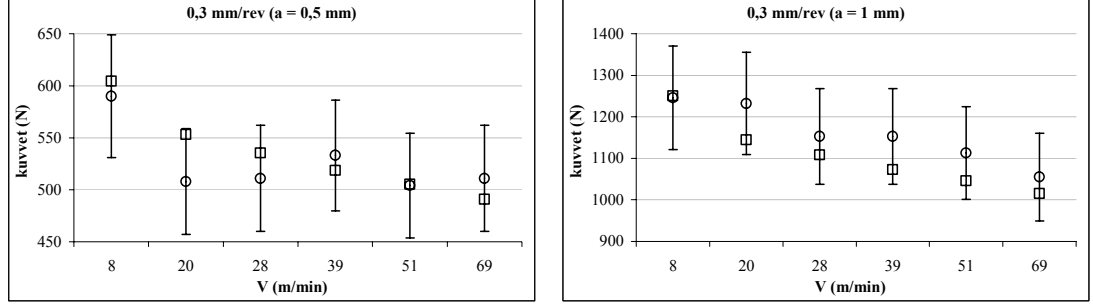


Şekil 3.4. (Devam) AISI 4320 iş parçası ve PSBNR 2525 M12/SNMG 120408 ve SNMM 120408-TTS kesici takımları için ölçülen [121] ve tahmin edilen esas kesme kuvveti ilişkisi



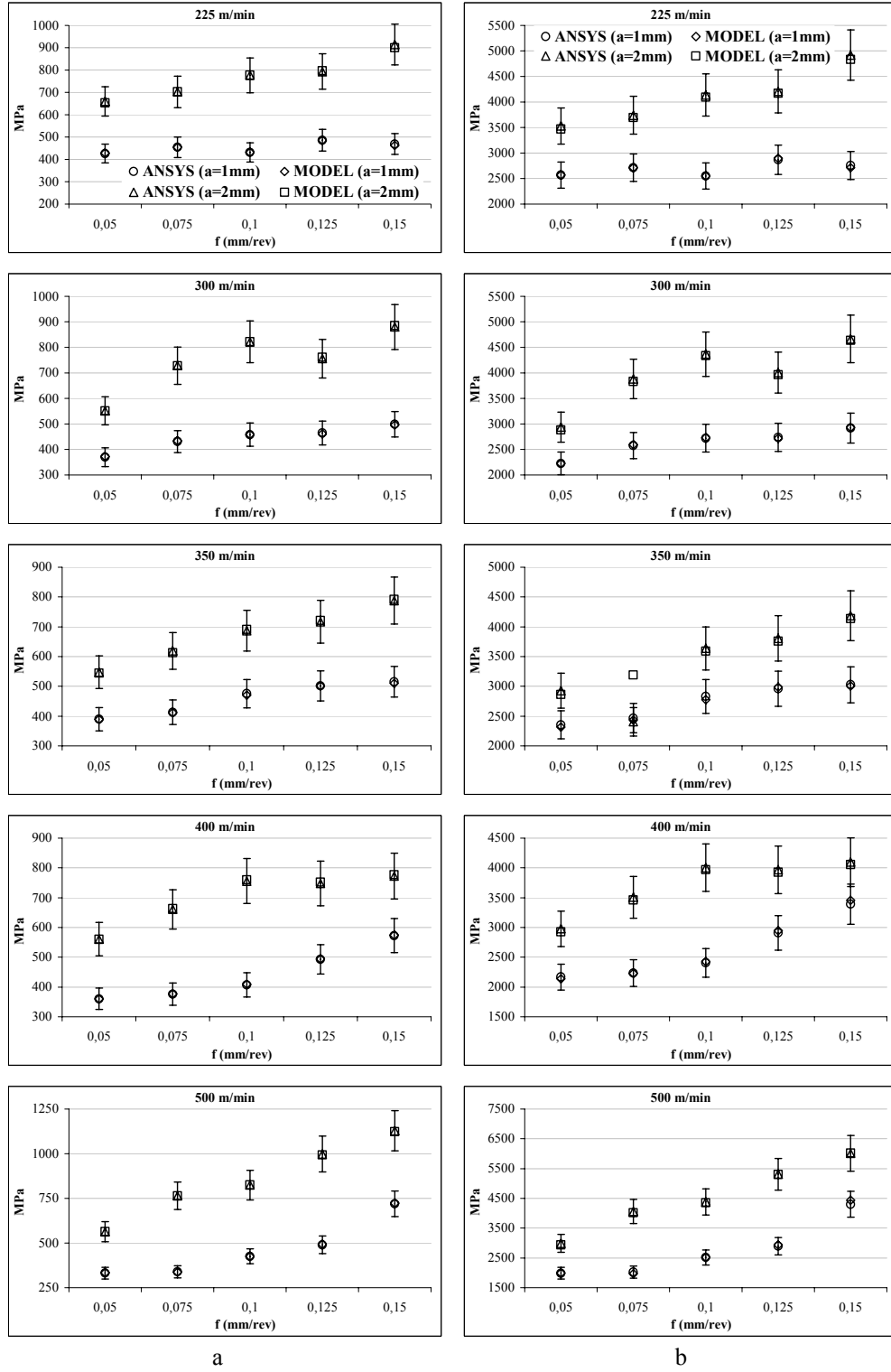
Şekil 3.5. Inconel 718 iş parçası ve PCLNR 2525 M12/CNMA 120404 kesici takımları için ölçülen [120] ve tahmin edilen esas kesme kuvveti ilişkisi

EK – 3 (Devam) Modelleme dağılımları

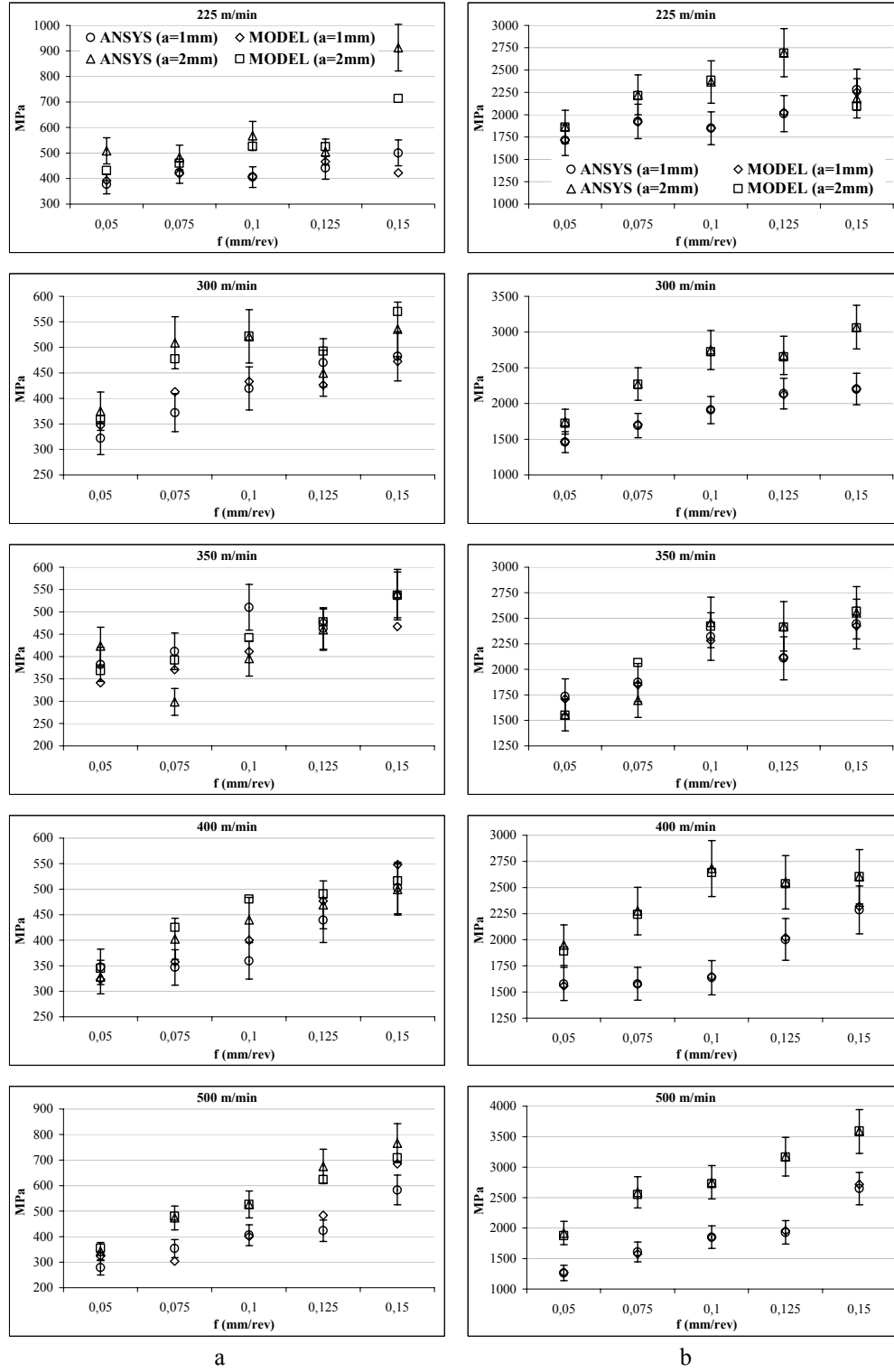


Şekil 3.5. (Devam) Inconel 718 iş parçası ve PCLNR 2525 M12/CNMA 120404 kesici takımları için ölçülen [120] ve tahmin edilen esas kesme kuvveti ilişkisi

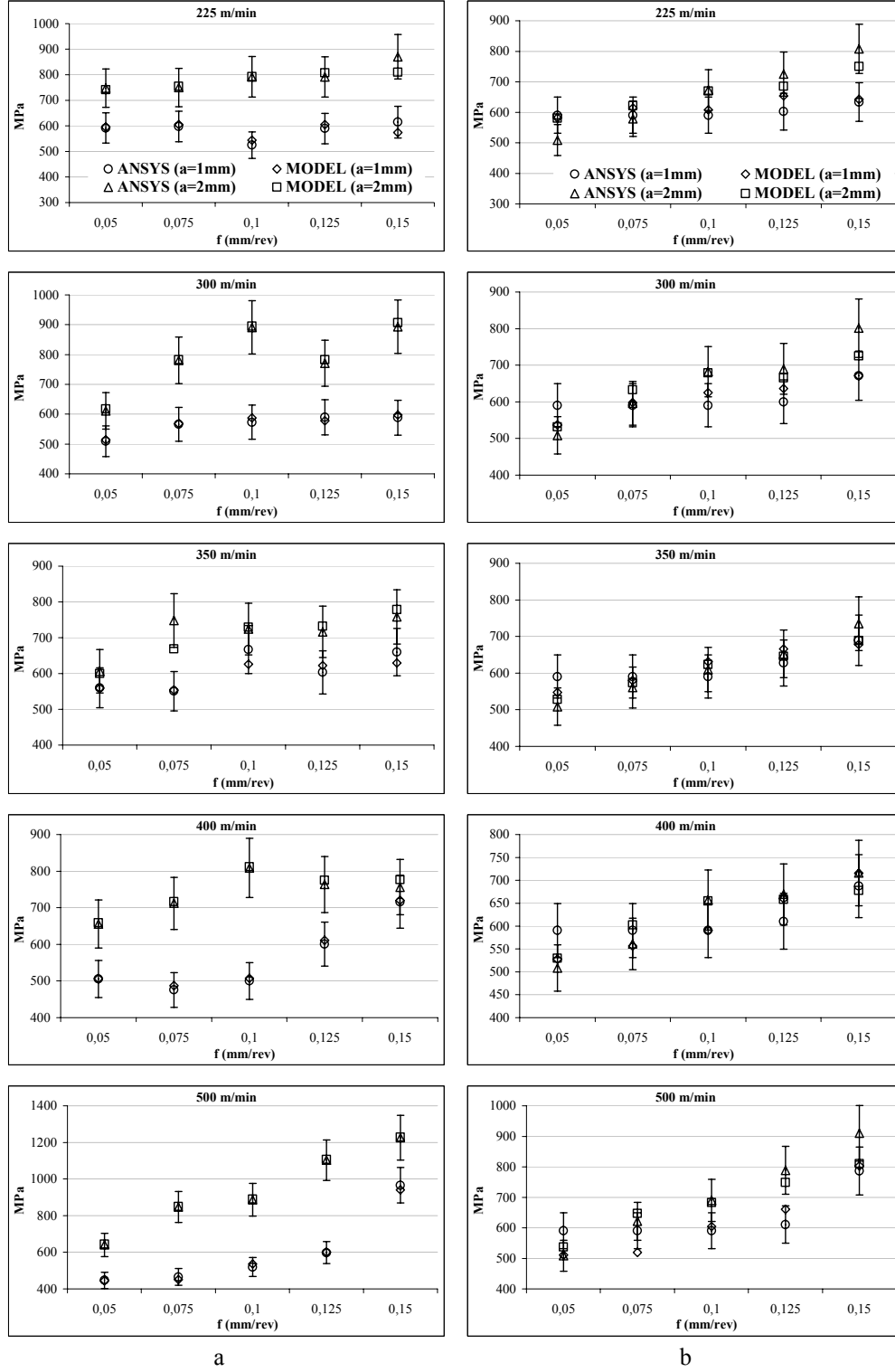
EK – 3 (Devam) Modelleme dağılımları

Şekil 3.6. Inconel 718 için S_X normal gerilmesi a) Çekme b) Basma

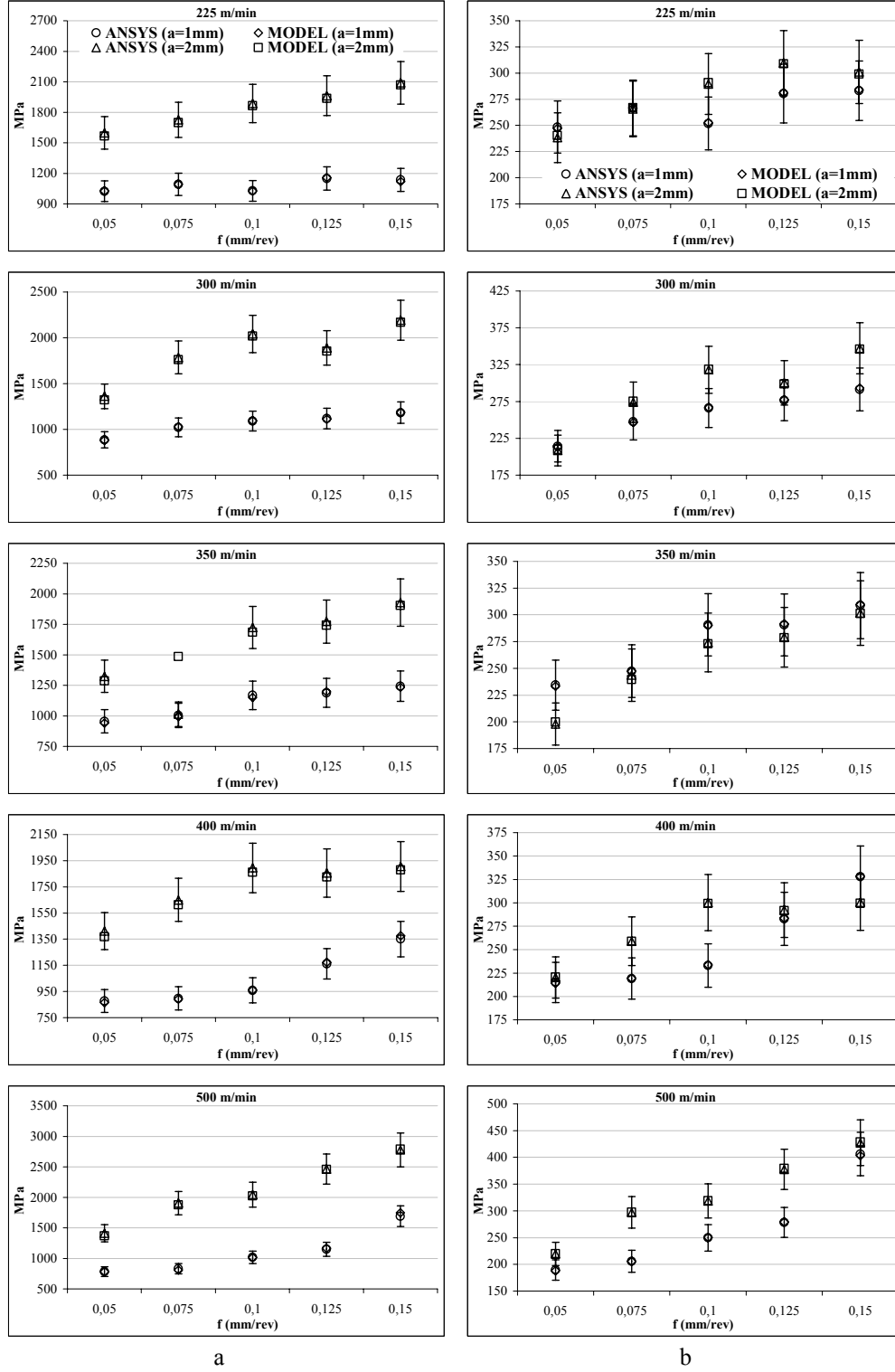
EK – 3 (Devam) Modelleme dağılımları

Şekil 3.7. Inconel 718 için S_Y normal gerilmesi a) Çekme b) Basma

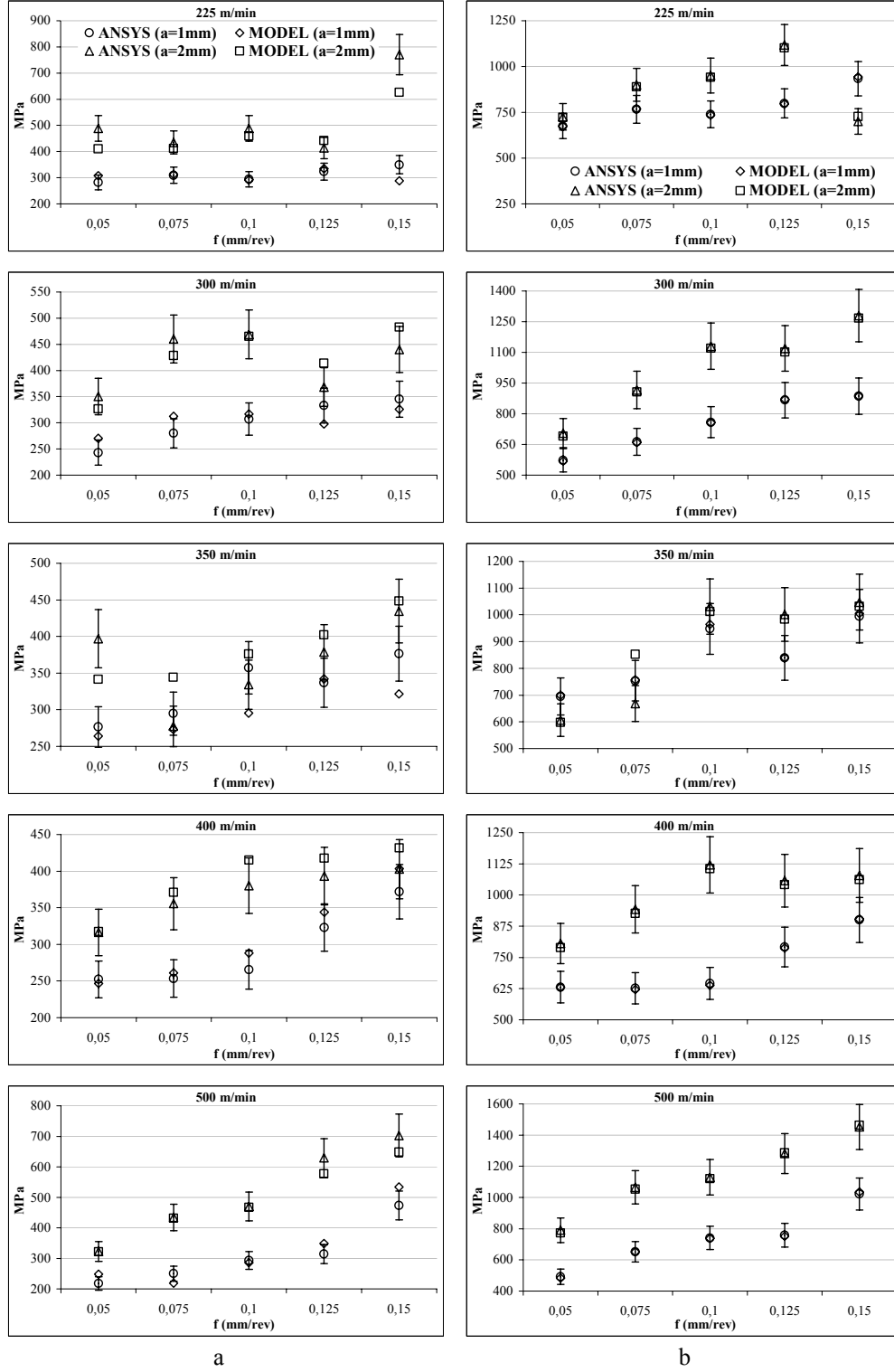
EK – 3 (Devam) Modelleme dağılımları

Şekil 3.8. Inconel 718 için S_z normal gerilmesi a) Çekme b) Basma

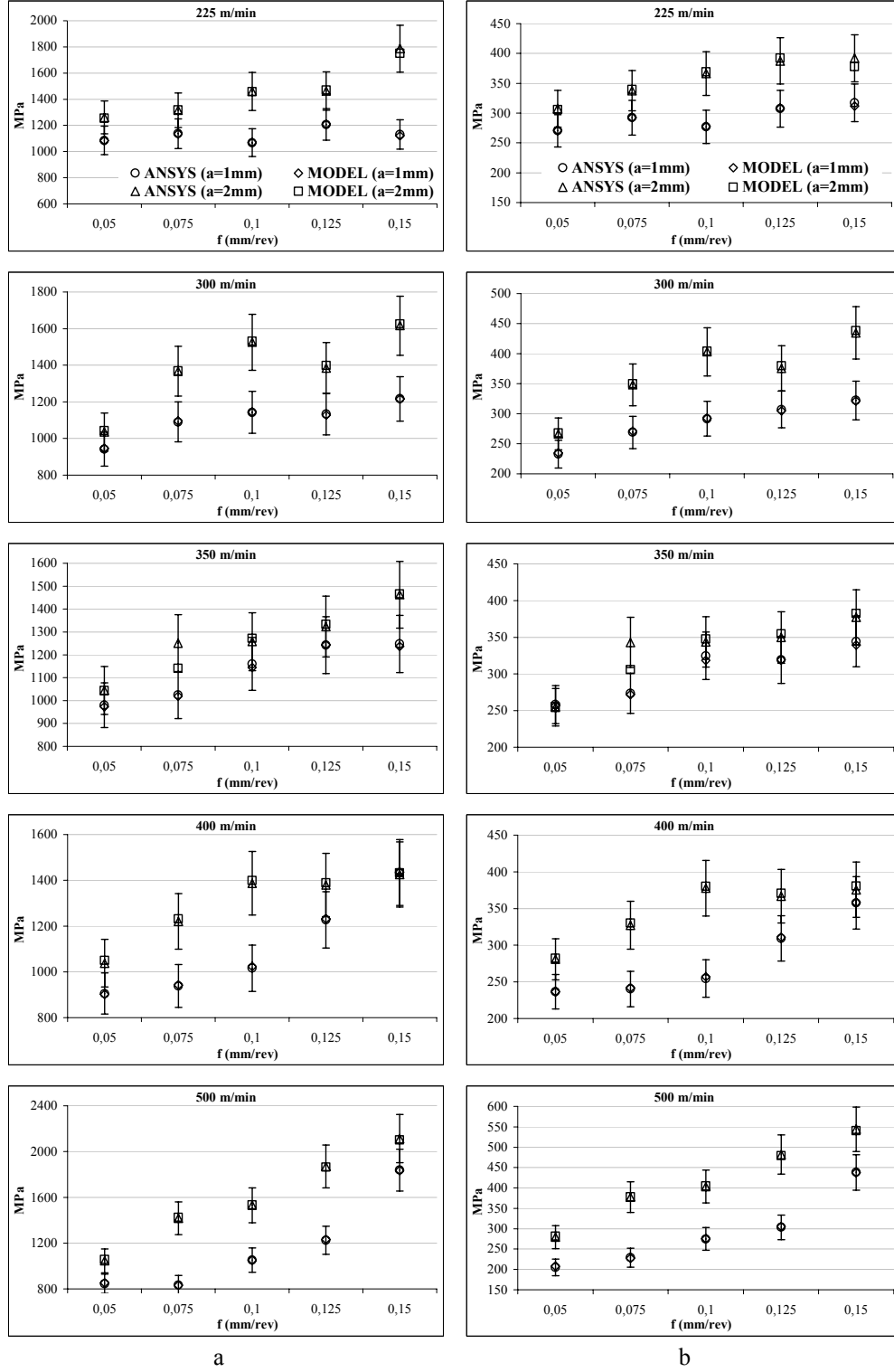
EK – 3 (Devam) Modelleme dağılımları

Şekil 3.9. Inconel 718 için S_{XY} kayma gerilmesi a) “+” işaretli b) “-” işaretli

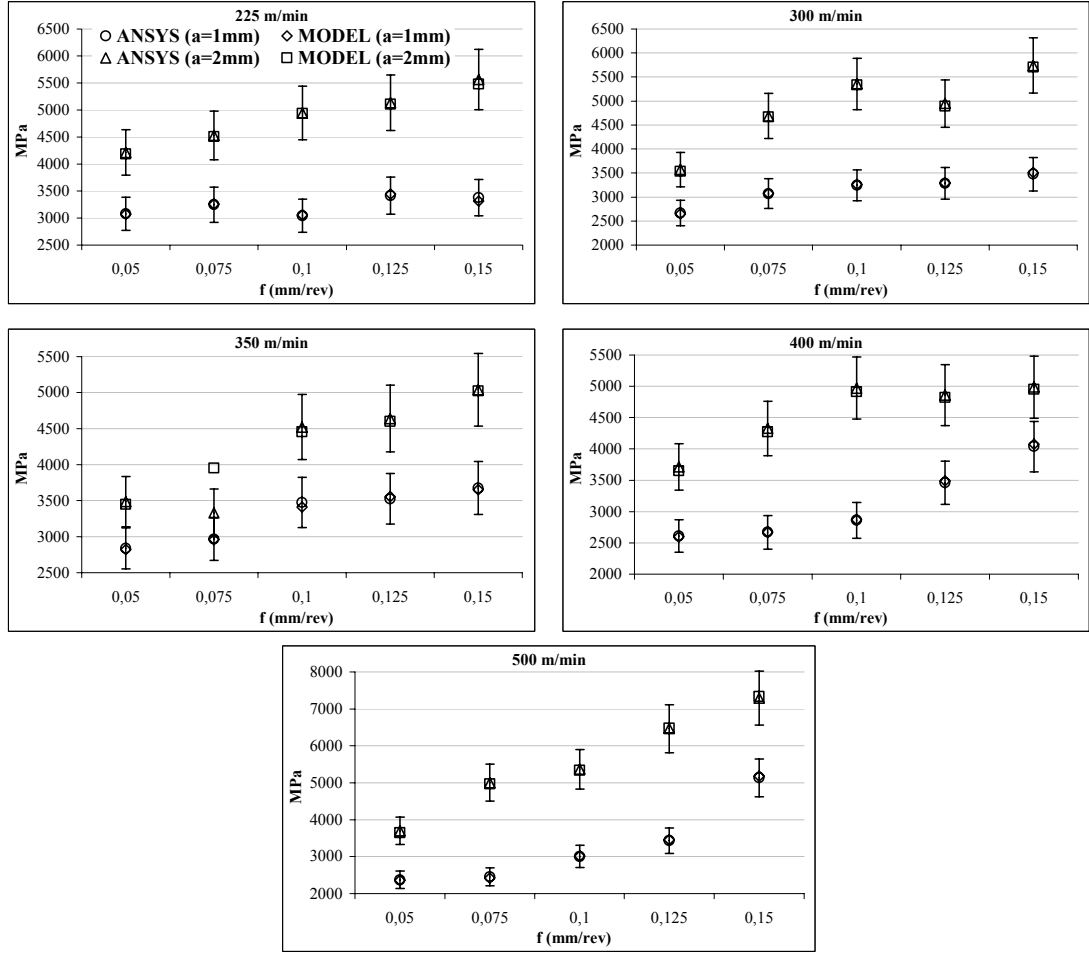
EK – 3 (Devam) Modelleme dağılımları

Şekil 3.10. Inconel 718 için S_{yz} kayma gerilmesi a) “+” işaretli b) “-” işaretli

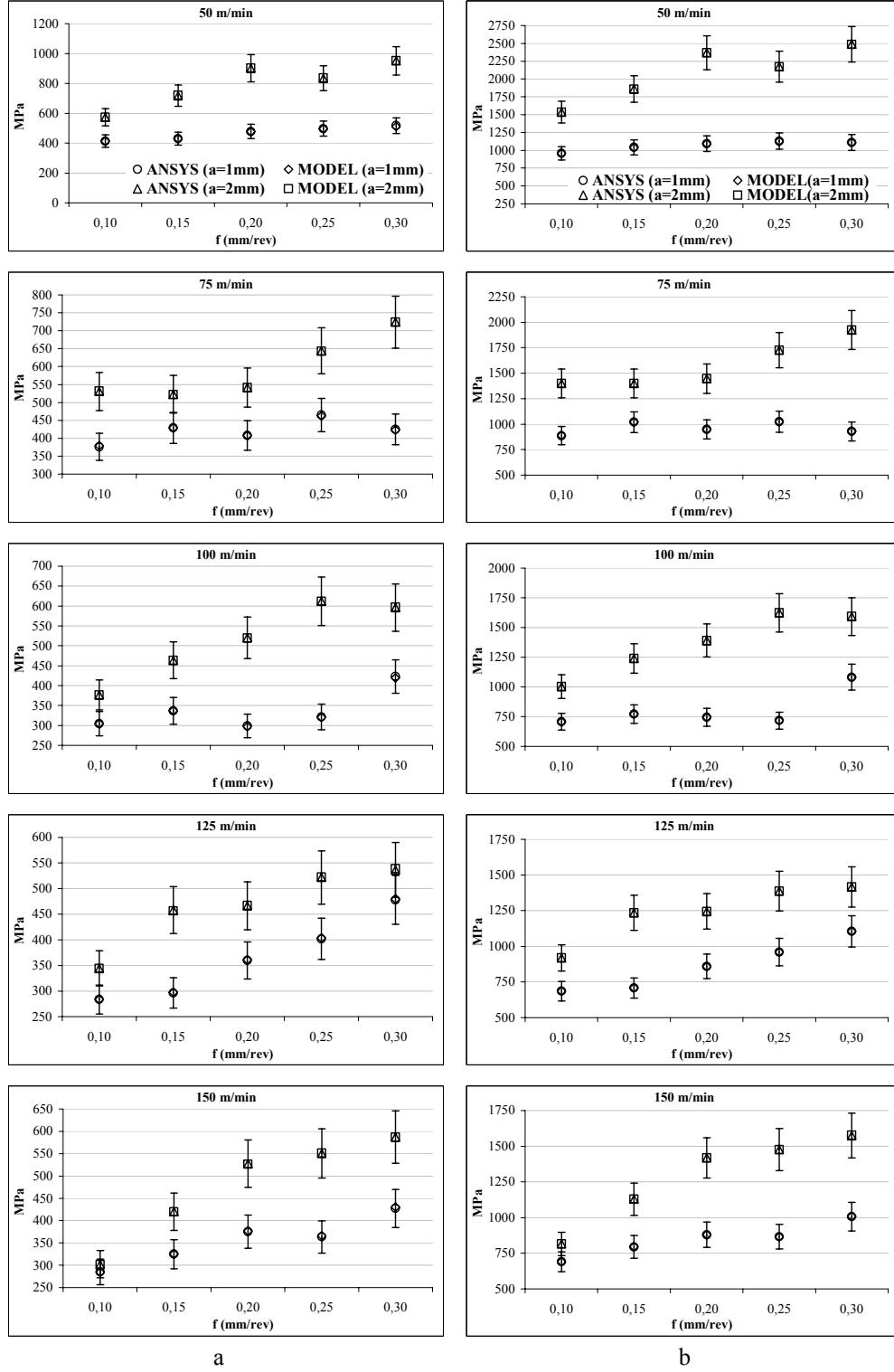
EK – 3 (Devam) Modelleme dağılımları

Şekil 3.11. Inconel 718 için S_{XZ} kayma gerilmesi a) “+” işaretli b) “-” işaretli

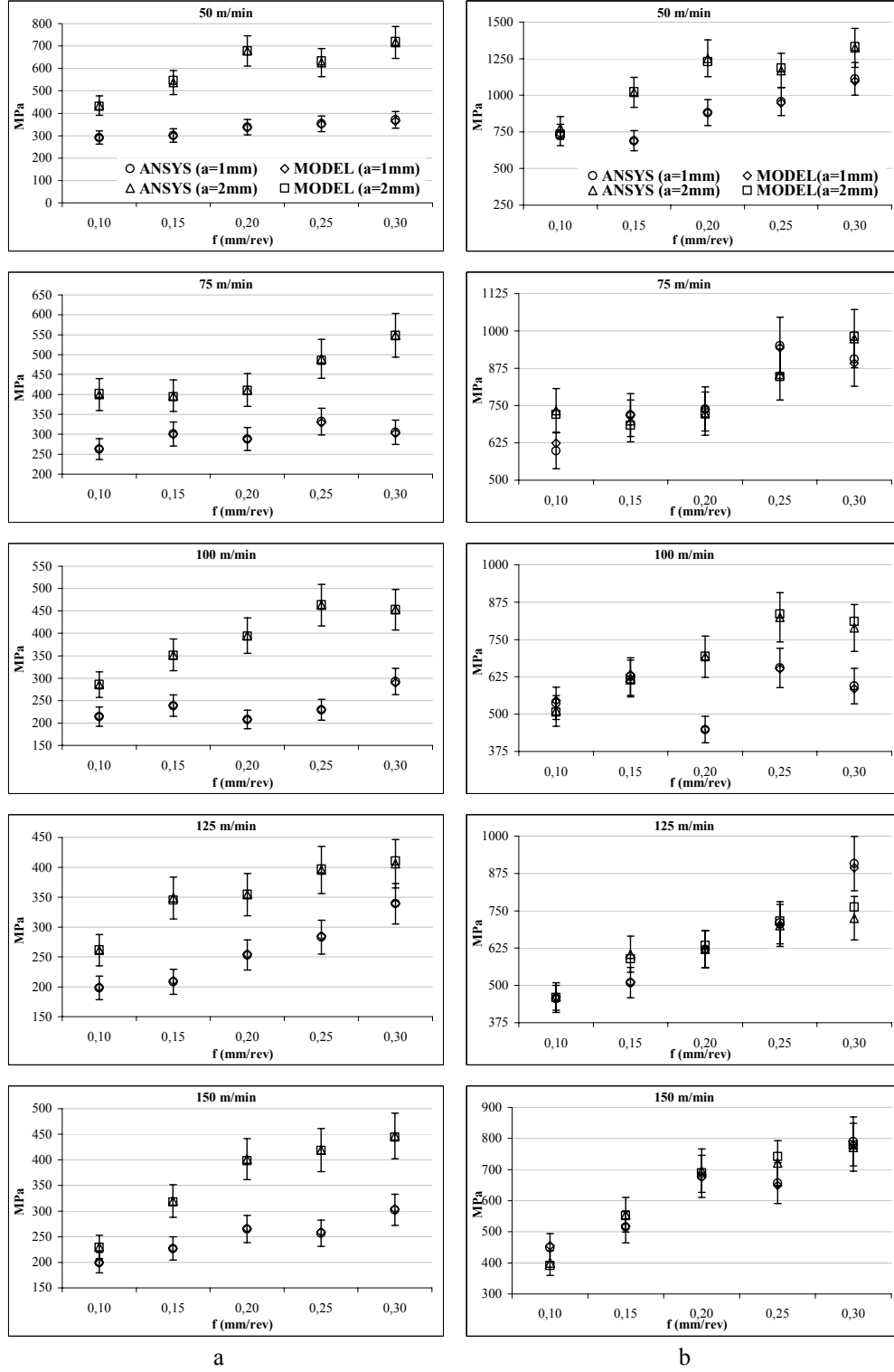
EK – 3 (Devam) Modelleme dağılımları

Şekil 3.12. Inconel 718 için S_{EQV} gerilmesi

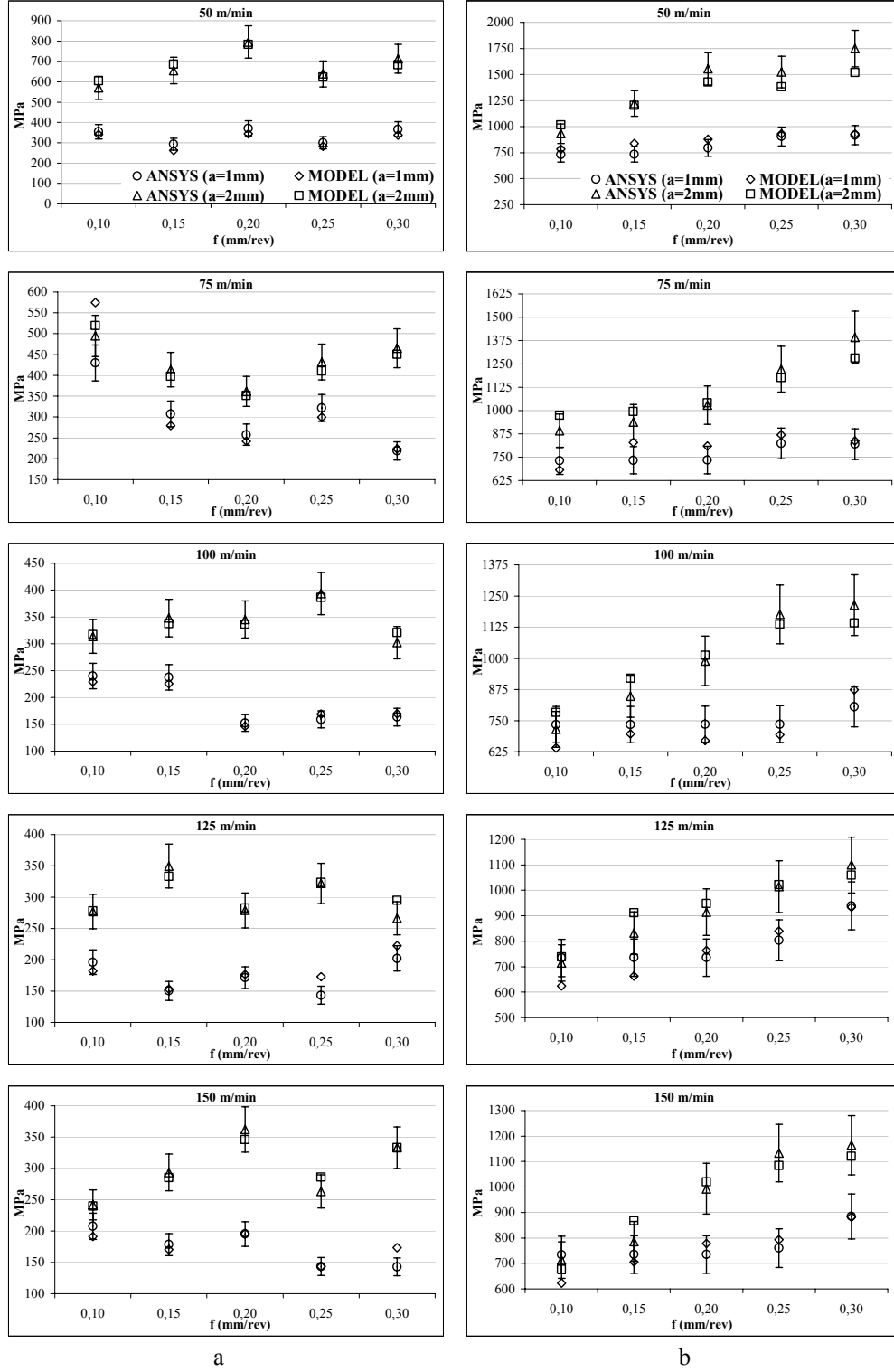
EK – 3 (Devam) Modelleme dağılımları

Şekil 3.13. AISI 1117 için S_X normal gerilmesi a) Çekme b) Basma

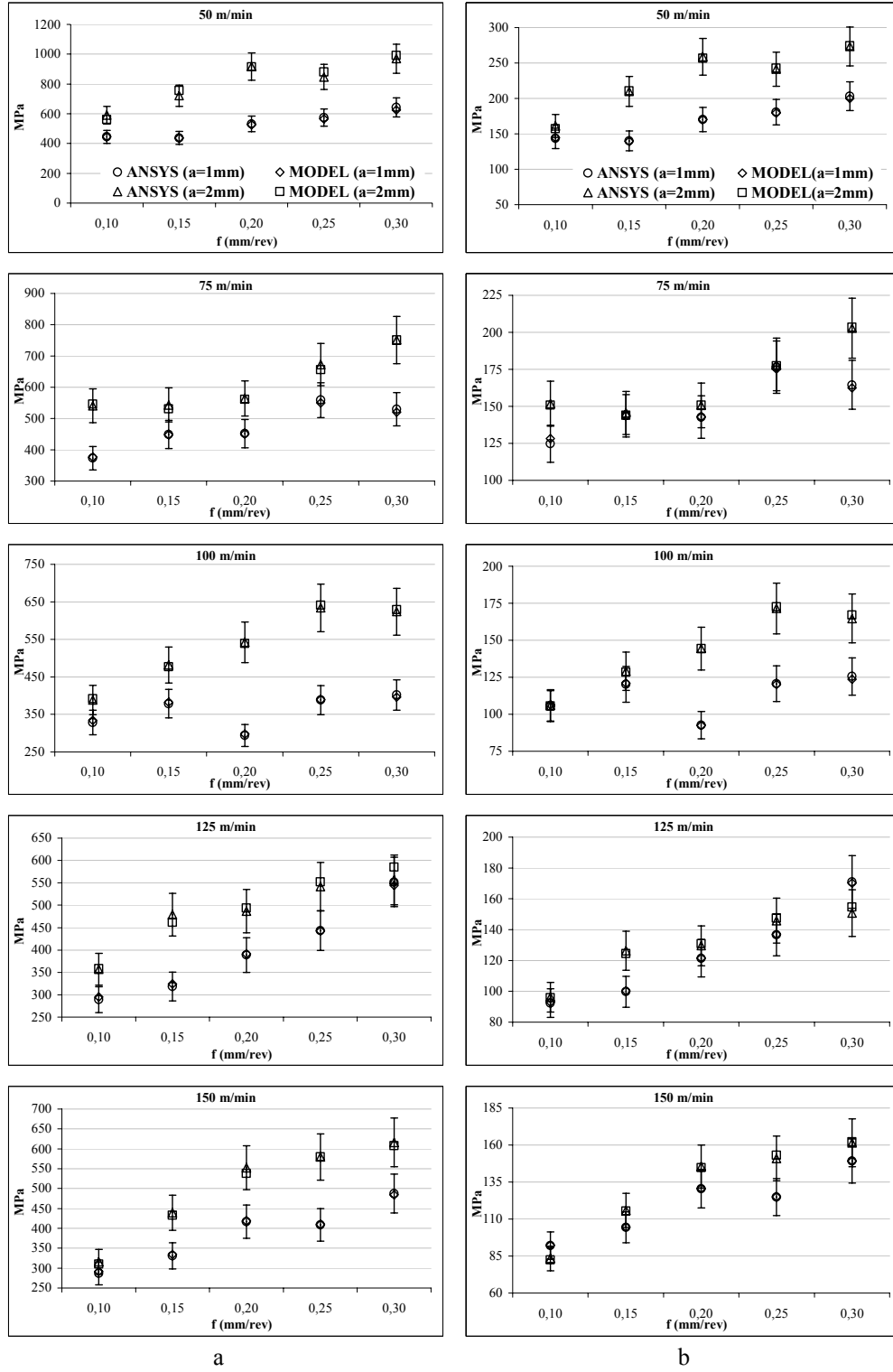
EK – 3 (Devam) Modelleme dağılımları

Şekil 3.14. AISI 1117 için S_y normal gerilmesi a) Çekme b) Basma

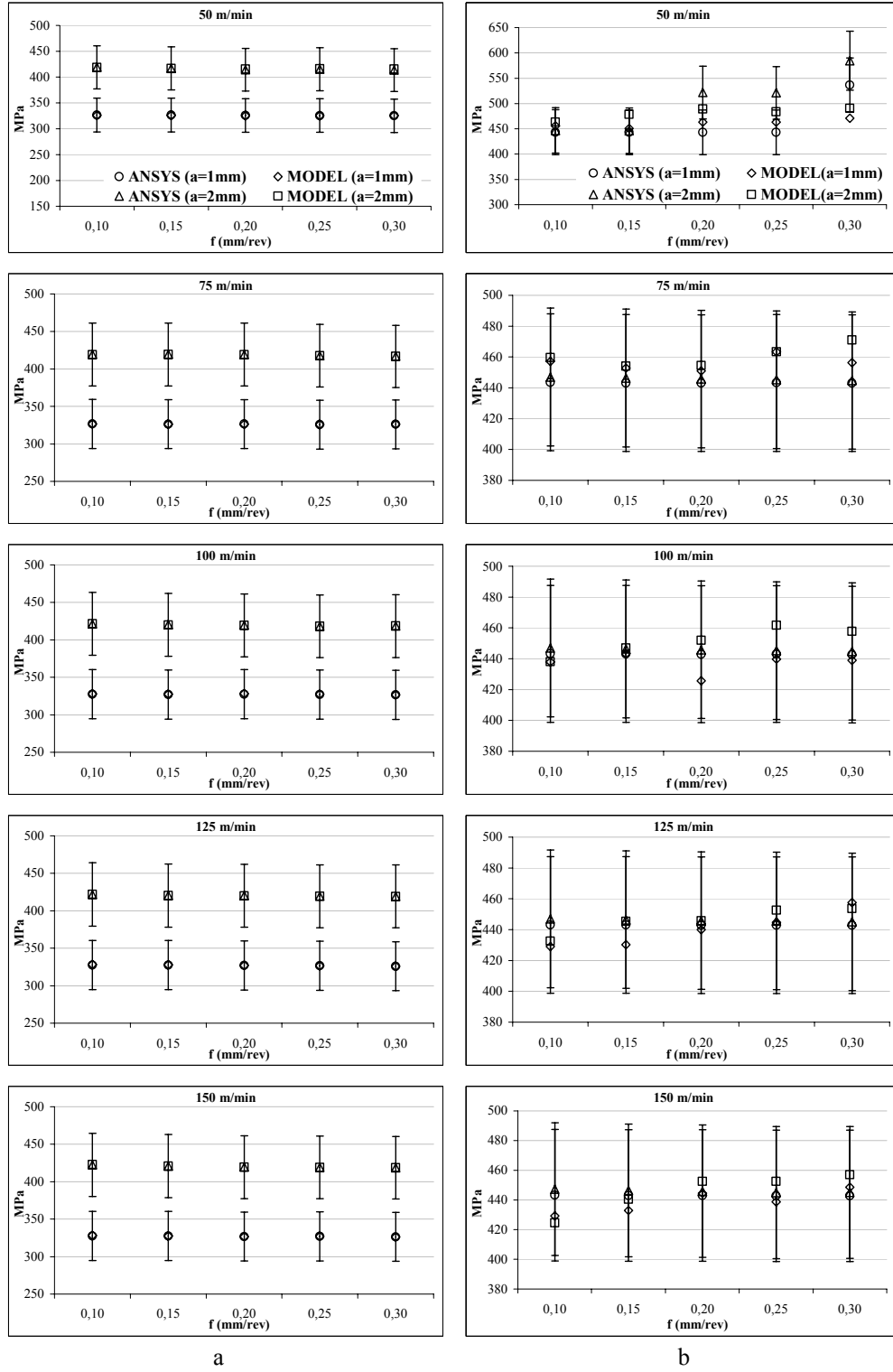
EK – 3 (Devam) Modelleme dağılımları

Şekil 3.15. AISI 1117 için S_z normal gerilmesi a) Çekme b) Basma

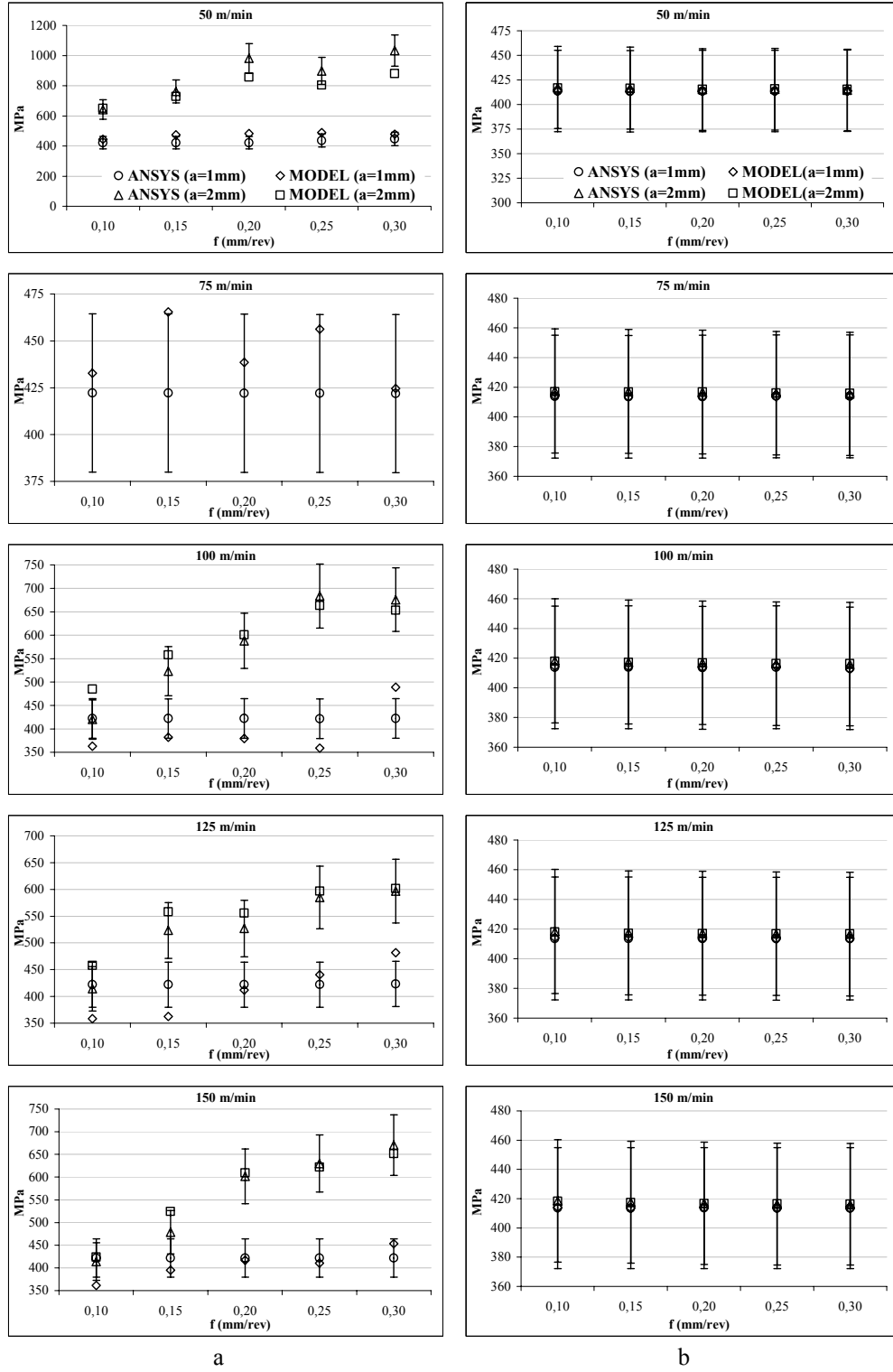
EK – 3 (Devam) Modelleme dağılımları

Şekil 3.16. AISI 1117 için S_{XY} kayma gerilmesi a) “+” işaretli b) “–” işaretli

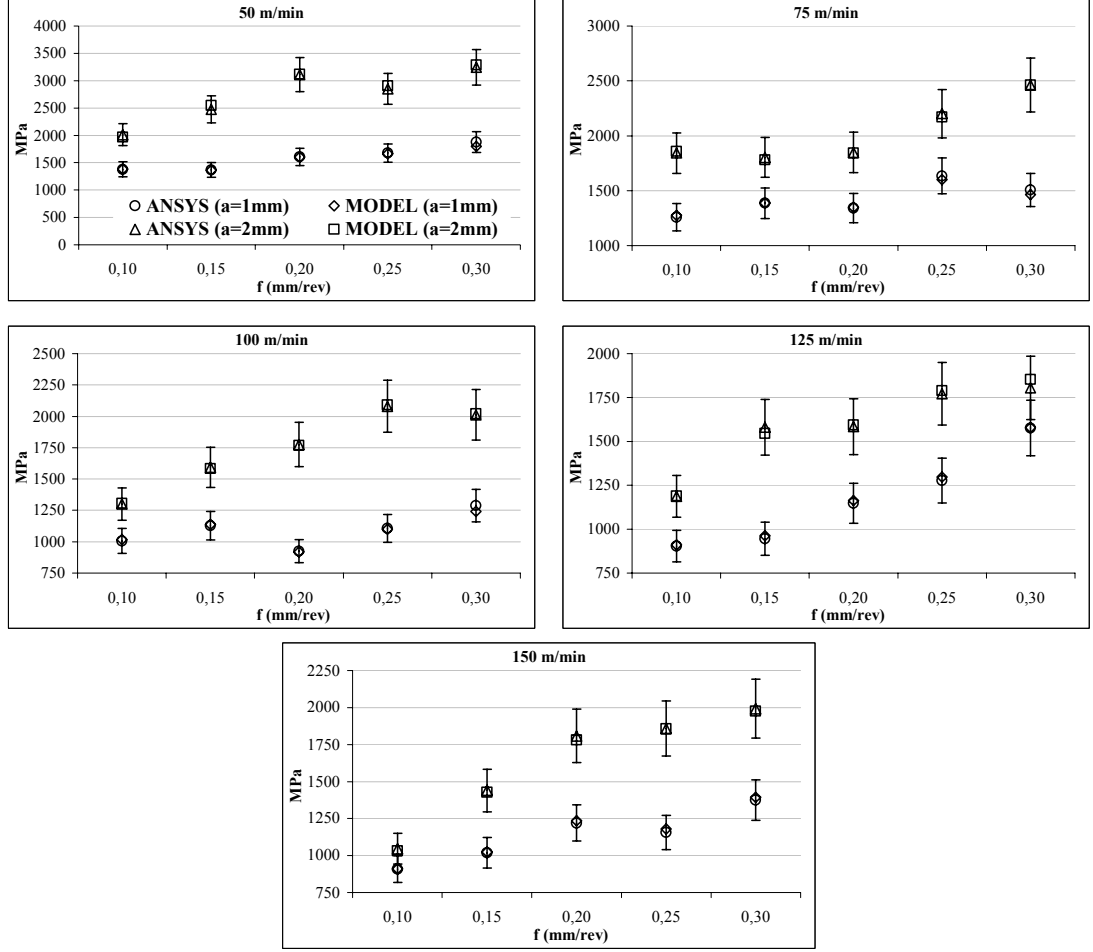
EK – 3 (Devam) Modelleme dağılımları

Şekil 3.17. AISI 1117 için S_{yz} kayma gerilmesi a) “+” işaretli b) “-” işaretli

EK – 3 (Devam) Modelleme dağılımları

Şekil 3.18. AISI 1117 için S_{XZ} kayma gerilmesi a) “+” işaretli b) “-” işaretli

EK – 3 (Devam) Modelleme dağılımları

Şekil 3.19. AISI 1117 için S_{EQV} gerilmesi

ÖZGEÇMİŞ

Kişisel Bilgiler

Soyadı, adı : Kurt, Abdullah
 Uyruğu : T.C.
 Doğum tarihi ve yeri : 10.03.1975, Afyon
 Medeni hali : Evli
 Telefon : 0 (312) 212 68 20 / 1893
 Web : <http://w3.gazi.edu.tr/web/akurt>
 e-mail : akurt@gazi.edu.tr
 Yabancı Dil : İngilizce

Eğitim Durumu

Derece	Eğitim Birimi	Mezuniyet tarihi
Yüksek Lisans	Gazi Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü Makina Eğitimi Anabilim Dalı	2001
Lisans	Gazi Üniversitesi Teknik Eğitim Fakültesi Makina Eğitimi Bölümü Talaşlı Üretim Anabilim Dalı	1997

İş Deneyimi

Yıl	Yer	Görev
07.2000 – (.....)	Gazi Üniversitesi Teknik Eğitim Fakültesi Makina Eğitimi Bölümü Mek.-Mak. Elm. ABD.	Araştırma Görevlisi
09.1998 – 07.2000	Afyon Kocatepe Üniversitesi Teknik Eğitim Fakültesi Makina Eğitimi Bölümü	Araştırma Görevlisi
03.1998 – 09.1998	MEB. Karaağaç İlköğretim Okulu İscehisar / AFYON	Sınıf Öğretmeni

Yayınları

1. Şeker, U., Kurt, A., “The mathematical modelling of the compressive stresses in machining of Inconel 718”, *Material Science Forum* (Advances in Materials Processing Technologies, the special number), 526: 229–234 (2006)
2. Kurt, A., Şeker, U., “The effect of chamfer angle of polycrystalline cubic boron nitride (PCBN) cutting tool on the cutting forces and the tool stresses in finishing hard turning of AISI 52100 steel”, *Materials and Design*, 26: 351–356 (2005)
3. Şeker, U., Kurt, A., Çiftçi, İ., “The effect of feed rate on the cutting forces during the machining with linear motion”, *Journal of Materials Processing Technology*, Elsevier Science, 146: 403–407 (2004)
4. Şeker, U., Kurt, A., Çiftçi, İ., “Design and construction of a dynamometer for measurement of cutting forces during machining with linear motion”, *Materials and Design*, 23: 355–360 (2002)
5. Şeker, U., Kurt, A., “The mathematical modelling of the cutting tool stresses in machining of Inconel 718”, *1st Manufacturing Engineering Society International Conference*, Calatayud, Spain, 46 (2005)
6. Kurt, A., Şeker, U., “Experimental determination of specific cutting resistance (k_s) of Inconel 718”, *International Conference on Industrial Engineering and Systems Management*, Marrakech–Morocco, I: 297–305 (2005)
7. Kurt, A., Şeker, U., “Bir uzman sistem programı kullanarak kesici takım ömrüne etki eden faktörlerin analizinin yapılması”, *2. Uluslararası İleri Teknolojiler Sempozyumu*, İstanbul, 131–136 (1999)
8. Kurt, A., Şeker, U., “Kesici takım gerilmelerinin sonlu elemanlar metodu kullanılarak incelenmesi”, *Gazi Üniversitesi Mühendislik-Mimarlık Fakültesi Dergisi*, 20 (4): 491–497 (2005)
9. Kurt, A., Şeker, U., “Talaş derinliğinin kesici takım gerilmelerine etkisi”, *Makine Teknolojileri Elektronik Dergisi*, 1: 23–29 (2004)
10. Kurt, A., Şeker, U., “Kesici uç pah açısının kesme kuvvetleri ve kesici takım gerilmelerine etkisi”, *Politeknik Dergisi*, 7 (4): 291–296 (2004)

11. Taşgetiren, S., Aslantaş, K., Kurt, A., “Torna kesme kaleminde gerilmeler: sürtünme katsayısının etkisi”, *ZKÜ Teknik Eğitim Fakültesi Teknoloji Dergisi*, 3 (2–3): 1–10 (2000)
12. Kurt, A., Şeker, U., “Kesici takım ömrünün bilgisayar yardımı ile analiz edilmesi”, *Bilim Günleri Sempozyumu*, Denizli, 534–543 (1999)
13. Kurt, A., Şeker, U., Aslan, E., “Doğrusal hareketle talaş kaldırmada ilerleme değerinin kesme kuvvetlerine etkisi”, *Makina Tasarım ve İmalat Kongresi*, Konya, 534–543 (2001)
14. Kurt, A., Şeker, U., Çiftçi, İ., “Doğrusal hareketle talaş kaldırmada oluşan kesme kuvvetlerinin ölçülebilmesi için 3 boyutlu bir dinamometre tasarımı ve imalatı”, *II. Makina Malzemesi ve İmalat Teknolojisi Semp.*, Manisa, 656–667 (2001)

Hobiler

Web site tasarımı, Bilgisayar teknolojileri, Futbol